

2025 年度 修士論文

Simons Observatory 実験の  
新 CMB 望遠鏡 “SAT-LF” で用いる  
クライオスタットの開発研究

日付 2026 年 3 月 10 日

氏名 溝添泰隆

所属 理学研究科

高エネルギー物理学研究室

指導教員 田島治

## 要旨

宇宙最古の光である宇宙マイクロ波背景放射 (CMB) に刻まれた偏光パターンは、宇宙創生を探る重要な手がかりである。インフレーション仮説は原始重力波の生成を予言し、それは CMB 偏光に  $B$  モードと呼ばれる特有の空間パターンを残す。Simons Observatory 実験はチリ・アタカマ (海拔 5.200 m) で CMB 偏光を精密観測する実験であり、6 台の小口径望遠鏡 SAT を用いて 10 年間観測し、原始重力波の強度指標であるテンソルスカラー比  $r$  に対して、 $\pm 0.001$  ( $1\sigma$ ) の精度で測定することを目指している。

この目標の達成には銀河からの前景放射の分離・除去が不可欠であり、特に低周波 (LF : 27~45 GHz) で支配的なシンクロトロン放射の影響を除去する必要がある。そのため、日本グループ主導で新しい小口径望遠鏡 SAT-LF の開発が進められている。安定した観測のためには、検出器を低雑音に保つクライオスタットの構造の安定と十分な冷却性能が重要である。SAT-LF は他の SAT に比べて観測波長が約 3 倍長く、それに比例して光学素子が厚く重くなるため、「構造的な安定性」と「熱伝導性能」の両立が課題となる。本研究ではこの 2 点に焦点を当てた。

まず、約 1.8 m×1.6 m×1.3 m のクライオスタットが大気圧下で安定に保たれるよう開発を行った。真空引きの際、大気圧によってクライオスタットには応力が生じる。特に内層を支持する構造体と真空槽の間に生じる応力の低減が重要である。そこで各 부품の形状を精密に測定し、組付け面の隙間がもたらす応力を抑えるためにシムプレートを実装した。その結果、組付け面の相対精度を 50  $\mu\text{m}$  未満とし、初期応力を低減した。さらに真空試験を行い、支持構造体に損傷や歪みが生じないことを確認した。

次にヒートリンク (冷却経路) の開発を行った。これはクライオスタット内部の主要な入熱源 2 箇所と冷凍機を熱的に接続し、効率よく冷却するために重要である。ヒートリンクと内部構造体は材質が異なるため、熱収縮率の違いによる変位を吸収する必要がある。この課題に対し、 $\text{MoS}_2$  コーティングを施したスライド機構を採用した。液体窒素による冷却・昇温サイクル試験により、変位が連続的かつ可逆的に吸収されることを確認した。さらに、試作したヒートリンクをクライオスタットに搭載して冷却試験を行い、熱回路モデルを用いた評価によって、目標温度における熱伝導性能も定量化した。この結果に基づき、最終的なヒートリンクの構成を温度ステージごとに検討し、要求を満たす冷却能力を達成する見通しを示した。

以上より、SAT-LF において要求温度と構造の安定を両立できる見通しを得た。これにより低周波帯域で安定した観測運用が可能となり、CMB 偏光  $B$  モード探索における系統誤差を低減し、史上最高の感度で原始重力波を探索できると期待される。

# 目次

<b>第 1 章</b>	<b>研究背景</b>	<b>1</b>
1.1	ビッグバン宇宙論： $\Lambda$ CDM モデル	1
1.2	ビッグバン宇宙論が抱える初期条件の問題	3
1.3	インフレーション仮説	5
1.4	CMB の温度異方性と偏光	8
1.4.1	CMB の温度異方性	8
1.4.2	四重極温度異方性による CMB の偏光	9
1.4.3	テンソルスカラー比	12
1.5	本論文の構成	13
<b>第 2 章</b>	<b>Simons Observatory 実験と SAT-LF</b>	<b>15</b>
2.1	実験概要	15
2.2	Small Aperture Telescope : SAT	18
2.2.1	概要	18
2.2.2	光学素子と偏光観測の仕組み	21
2.2.3	クライオスタット (真空冷却槽)	24
2.2.4	冷凍機	27
2.3	SAT-LF: 低周波数帯域を観測する SAT	28
2.3.1	CMB 観測における前景放射の影響とその対処方法	28
2.3.2	SAT-LF の役割	30
<b>第 3 章</b>	<b>クライオスタット構造体の開発</b>	<b>31</b>
3.1	概要	31
3.2	先行開発された SAT での課題とその解決法の提案	32
3.3	トラスリング、OVC、radiation shell の組み付け面に対する形状測定	34
3.4	測定結果に基づく隙間解析	37
3.5	シムプレートの作製とクライオスタットへの組み付け	42

3.6	トラスのみを搭載しての真空試験 . . . . .	42
<b>第 4 章</b>	<b>ヒートリンクの設計・製作</b>	<b>45</b>
4.1	Radiation shell の強度と冷却性能を両立する工夫 . . . . .	46
4.2	ヒートリンクの概要 . . . . .	47
4.3	要求される冷却性能の分析 . . . . .	49
4.3.1	入熱モデル . . . . .	49
4.3.2	到達温度に対する要求・目標設定 . . . . .	52
4.4	新たな課題: アルミニウムと銅の熱収縮率差による熱応力 . . . . .	52
4.5	課題の解決法: バスバーへのスライド機構の導入 . . . . .	53
4.5.1	熱収縮を吸収する構造の検討 . . . . .	54
4.5.2	スライド機構の設計と製作 . . . . .	55
<b>第 5 章</b>	<b>ヒートリンク・バスバー部のスライド機構に関する検証実験</b>	<b>59</b>
5.1	液体窒素を用いた冷却試験 . . . . .	59
5.2	スライド量の測定方法と較正 . . . . .	61
5.3	スライド量の測定 . . . . .	63
5.4	スライド試験の結果考察 . . . . .	64
5.5	今後の長期的な課題 . . . . .	65
<b>第 6 章</b>	<b>ヒートリンクの熱伝導に関する評価試験</b>	<b>67</b>
6.1	実験のセットアップ . . . . .	67
6.2	ヒートリンクの冷却性能評価手法 . . . . .	72
6.2.1	4 K stage のヒートリンクの評価手法 . . . . .	74
6.2.2	40 K ヒートリンクの評価手法 . . . . .	75
6.3	冷却試験結果 . . . . .	77
6.4	$G$ と $Q$ の推定 . . . . .	79
6.4.1	40 K ヒートリンクの $G$ と $Q$ . . . . .	79
6.4.2	4 K ヒートリンクの $G$ と $Q$ . . . . .	80
<b>第 7 章</b>	<b>評価試験を踏まえたヒートリンク構成の決定</b>	<b>83</b>
7.1	3つのシナリオに基づく検討 . . . . .	83
7.1.1	Case 1, Case 2 の温度推定: 40 K stage . . . . .	84
7.1.2	Case 1, Case 2 の温度推定: 4 K stage . . . . .	87
7.1.3	検討の結果のまとめ . . . . .	89
7.2	開口部への熱伝導度強化に向けた検討 . . . . .	89

---

7.2.1	40 K アルミストラップの接触熱コンダクタンスの改善 . . . . .	89
7.2.2	4 K stage の Front End 部に高純度アルミニウムのアルミス トラップを追加 . . . . .	91
7.3	検討結果のまとめ . . . . .	93
<b>第 8 章</b>	<b>まとめと今後の展望</b>	<b>95</b>
<b>付録 A</b>	<b>LAT の物理目標</b>	<b>99</b>
A.1	ニュートリノ有効世代数 . . . . .	99
A.2	ニュートリノ質量和 . . . . .	100
<b>付録 B</b>	<b>HWP による直線偏光成分の変調の原理</b>	<b>101</b>
<b>付録 C</b>	<b>MLI が放射入熱を低減する仕組み</b>	<b>103</b>
<b>付録 D</b>	<b>PTC の冷却機構</b>	<b>105</b>
<b>付録 E</b>	<b>DR の冷却原理</b>	<b>107</b>
<b>付録 F</b>	<b>40 K/4 K に搭載したシムプレートの厚み</b>	<b>109</b>



# 第 1 章

## 研究背景

宇宙の歴史を観測から遡る試みは、Hubble (1929) [1] による銀河の赤方偏移の発見から、宇宙が膨張しているという描像が確立されたところに始まる。この発見に基づき、宇宙初期は高温・高密度のビッグバンと呼ばれる状態にあったこと、そして膨張に伴う核反応の進行によって元素が合成されたとするビッグバン宇宙論が構築された。この理論は、Penzias & Wilson (1965) [2] らによる宇宙マイクロ波背景放射 (Cosmic Microwave Background : CMB) の発見と、Dicke et al. (1965) [3] による宇宙論的解釈によって観測的に支持されるものとなり、今日の宇宙論を築く礎となった。

CMB は脱結合した宇宙最古の光が宇宙膨張に伴って冷却されたものであり、宇宙初期の情報を多く含んでいる。実際、COBE [4] による温度異方性の検出と、COBE/FIRAS [5] による黒体スペクトルの精密確認、WMAP [6] および Planck [7] による多重極スペクトルの高精度測定を経て、CMB 観測は精密宇宙論を構築する基盤となった。

宇宙創生の更なる探究として、ビッグバン以前に加速膨張が起きたとするインフレーション仮説が注目されている [8]–[10]。インフレーションはビッグバン宇宙論の諸問題 (1.3 にて後述) を解決すると同時に、量子ゆらぎを起源とする原始ゆらぎを、CMB の異方性として観測可能な形で残す [11]。特に、インフレーション起源の原始重力波が存在すれば、CMB 偏光に  $B$  モード成分を誘起し、その痕跡が大角度スケールの偏光パターンとして検出できる [12], [13]。

### 1.1 ビッグバン宇宙論 : $\Lambda$ CDM モデル

ビッグバン宇宙論は、宇宙を大域的<sup>\*1</sup>には一様・等方であるとみなす宇宙原理のもとで、一般相対論を用いて宇宙時空の時間発展記述する。この宇宙原理のもとで、時

---

\*1 銀河団間隔より十分に大きいスケール ( $\gg 100$  Mpc)

空は Friedmann–Lemaître–Robertson–Walker (FLRW) 計量で表される。一般に計量は

$$ds^2 = g_{\mu\nu} dx^\mu dx^\nu \quad (1.1)$$

と書ける。ここで平坦性 (空間の曲率  $\kappa = 0$ ) を課した FLRW 計量は

$$g_{\mu\nu} = \begin{pmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a^2(t) & 0 & 0 \\ 0 & 0 & a^2(t) & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a^2(t) \end{pmatrix} \quad (1.2)$$

で与えられ、空間部分がスケール因子  $a(t)$  によって一様に伸縮することが表現される。このとき光子の波長は  $\lambda \propto a(t)$  と伸びるため、赤方偏移  $z$  は

$$1 + z = \frac{a(t_0)}{a(t)} \quad (a(t_0) \equiv 1) \quad (1.3)$$

で定義される。

宇宙の物質成分は大域的に一様・等方であるとみなし、完全流体として

$$T^\mu{}_\nu = \begin{pmatrix} -\rho & 0 & 0 & 0 \\ 0 & P & 0 & 0 \\ 0 & 0 & P & 0 \\ 0 & 0 & 0 & P \end{pmatrix} \quad (1.4)$$

と表す ( $\rho$  はエネルギー密度、 $P$  は圧力)。アインシュタイン方程式

$$G_{\mu\nu} = 8\pi G T_{\mu\nu} - \Lambda g_{\mu\nu} \quad (1.5)$$

に式 (1.2) と式 (1.4) を代入することにより、フリードマン方程式

$$H^2(t) \equiv \left(\frac{\dot{a}}{a}\right)^2 = \frac{8\pi G}{3}\rho(t) + \frac{\Lambda}{3} \quad (1.6)$$

$$\dot{\rho} + 3H(t)(\rho + P) = 0 \quad (1.7)$$

が導かれる。ここで  $H(t)$  はハッブル率であり、ドットは  $t$  微分を表す。状態方程式  $w \equiv P/\rho$  が一定とみなせる成分については

$$\rho(a) \propto a^{-3(1+w)} \quad (1.8)$$

となる。

宇宙の構成成分は状態方程式を通して特徴づけられ、主に「物質」(非相対論的な成分)、「放射」(相対論的な成分)、「ダークエネルギー」(ここでは宇宙定数項とする)の

三つに分けられる。それぞれ  $w = 0, 1/3, -1$  であるため、

$$\begin{aligned}\rho_m &\propto a^{-3} \\ \rho_r &\propto a^{-4} \\ \rho_\Lambda &\equiv \Lambda/(8\pi G) = \text{const.}\end{aligned}\tag{1.9}$$

となる。以上より、 $\rho = \rho_r + \rho_m + \rho_\Lambda$  として

$$H^2(a) = H_0^2 \left[ \frac{\Omega_r}{a^4} + \frac{\Omega_m}{a^3} + \Omega_\Lambda \right]\tag{1.10}$$

と書ける。ここで  $\rho_{\text{cr},0} \equiv 3H_0^2/(8\pi G)$  を現在の臨界密度とし、 $\Omega_i \equiv \rho_{i,0}/\rho_{\text{cr},0}$  を各成分の密度パラメータとした (平坦宇宙では  $\Omega_r + \Omega_m + \Omega_\Lambda = 1$ )。式 (1.10) は  $\Lambda$ CDM における宇宙の時間発展を記述し、CMB の温度・偏光異方性の解釈における基準モデルとなる。なお、曲率  $\kappa$  は観測結果を踏まえて 0 として扱った。

## 1.2 ビッグバン宇宙論が抱える初期条件の問題

前節では、宇宙が大域的に一様・等方であるという仮定のもとで、平坦 FLRW 背景とフリードマン方程式から  $\Lambda$ CDM の背景膨張史を導いた。しかし、さまざまな観測事実をそのまま初期へ外挿すると、極めて特殊な初期条件を要することが知られている。代表的には地平線問題・平坦性問題・モノポール問題であり、これらはインフレーションが導入される主要な動機となる。

### 地平線問題 (CMB の一様性)

宇宙の発展に伴って、互いに因果的に影響し合える範囲は光が到達できる距離で決まり、共形時刻

$$\eta(t) \equiv \int_0^t \frac{dt'}{a(t')} = \int_0^a d \ln a' \frac{1}{a' H(a')}\tag{1.11}$$

で特徴づけられる (地平線距離は概ね  $\eta$  に比例する)。

図 1.1 は、共形時間  $\eta$  と共動座標  $x$  でこの状況を模式的に示したものである。最後の散乱面上の 2 点  $x_{*,1}, x_{*,2}$  から放たれた光子に影響を与えうる領域 (図中の陰影部) は互いに重ならず、標準的な放射・物質優勢の膨張史を仮定すると、これら 2 領域が因果的に温度を揃える機構が存在しない。その一方で、CMB 温度が全天で  $\Delta T/T \sim 10^{-5}$  と高い精度で一様であることは、最終散乱面上の広い領域が再結合以前に熱平衡化していたことを示唆する。この観測事実と因果構造の矛盾が地平線問題である。

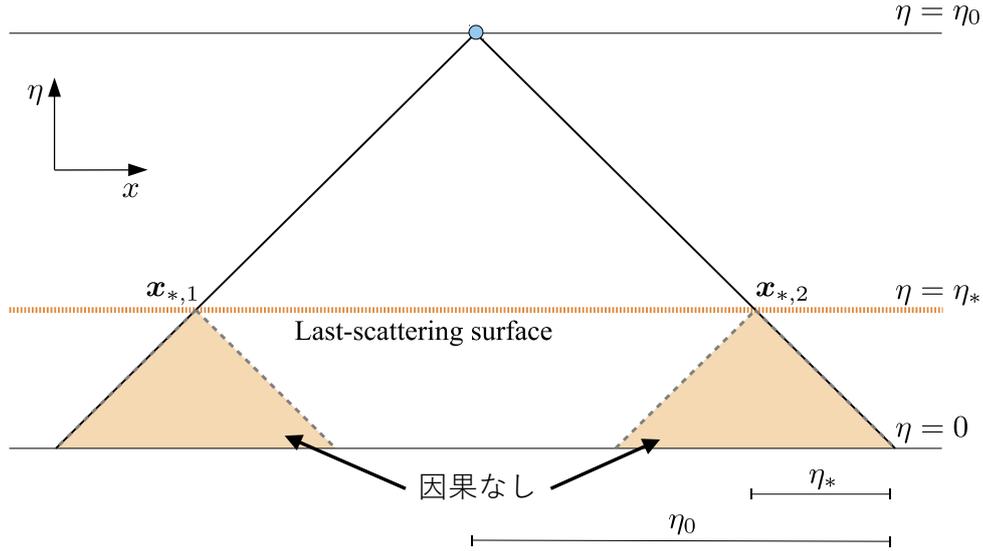


図 1.1: 地平線問題の模式図。観測者の過去光円錐 (実線) が最終散乱面  $\eta = \eta_*$  (破線) と交わる点  $x_{*,1}, x_{*,2}$  は、それぞれ図中の陰影部の範囲からのみ因果的な影響を受けうるが、その領域は重ならない。したがって標準的なビッグバン膨張では、両点が同じ温度に熱平衡化する因果的機構がないことが地平線問題として現れる。[14] より追記して転載。

## 平坦性問題

曲率をゼロ ( $\kappa = 0$ ) として議論を進めてきたが、そもそも「なぜ宇宙はこれほど平坦なのか」という問いが存在する。曲率を含むフリードマン方程式を

$$H^2(t) = \frac{8\pi G}{3}\rho(t) - \frac{\kappa c^2}{a^2(t)R_0^2} \quad (1.12)$$

と書く ( $\kappa = \pm 1, 0$  は曲率の符号、 $R_0$  は曲率半径)。密度パラメータ  $\Omega(t) \equiv \rho(t)/\rho_{\text{cr}}(t)$  を用いると

$$1 - \Omega(t) = \frac{\kappa c^2}{a^2(t)H^2(t)R_0^2} \quad (1.13)$$

が得られる。現在の値  $a(t_0) \equiv 1$  および  $\Omega_0 \equiv \Omega(t_0)$  を用いれば

$$1 - \Omega(t) = \frac{H_0^2}{a^2(t)H^2(t)}(1 - \Omega_0) \quad (1.14)$$

となる。

標準的なビッグバン膨張 (放射優勢・物質優勢) では  $|1 - \Omega|$  は過去へ遡るほど小さく、時間とともに増幅しやすい。実際、物質優勢期には  $|1 - \Omega| \propto a$ 、放射優勢期には  $|1 - \Omega| \propto a^2$  である。したがって観測的に現在  $|1 - \Omega_0| \lesssim 5 \times 10^{-3}$  程度\*2であるとす

\*2 Planck (2018) [15] によると、観測値は  $1 - \Omega = 0.001 \pm 0.002$  であると観測されている

ると、再結合期  $a_* \simeq 2.9 \times 10^{-4}$  では

$$|1 - \Omega_*| \sim a_* |1 - \Omega_0| \lesssim 2 \times 10^{-6} \quad (1.15)$$

程度、さらにビッグバン元素合成期 ( $a \simeq 3.6 \times 10^{-9}$ ) まで遡ると

$$|1 - \Omega_{\text{BBN}}| \sim a^2 |1 - \Omega_0| \lesssim 6.5 \times 10^{-21} \quad (1.16)$$

と極端に小さな値が要求される。このように、減速膨張を仮定した標準ビッグバン宇宙論では、初期宇宙で  $\Omega$  を非常に高い精度で 1 に調整する必要があり (これは非常に高い精度で  $\kappa = 0$  であることが要求される)、この初期条件の不自然さが平坦性問題と呼ばれている。

### モノポール問題

大統一理論 (GUT) では、相転移の過程で磁気モノポールなどのトポロジカル欠陥が一般に生成されうる。ビッグバン宇宙論に従うならば、モノポールの数密度は  $n \propto a^{-3}$  と希釈されるはずである。一方でモノポールの質量は大きいので、GUT が予言する典型的な生成量を仮定すると、宇宙は早期にモノポール優勢期を迎えたはずである。しかし、モノポールの直接検出はもちろん、そのような優勢期を示す宇宙史の痕跡も観測されていない。したがってビッグバン膨張のみでこの不一致を避けるには、初期のモノポール生成を極端に抑えるような初期条件を科す必要となる。これがモノポール問題である。

## 1.3 インフレーション仮説

前節で挙げた 3 つの問題点は、宇宙の初期条件の不自然さが問題の根幹にある。つまり、これらの問題を解決するためにはビッグバン以前の宇宙論が必要である。それこそが宇宙創生の理論、インフレーション仮説である。これは、宇宙初期のビッグバンより以前に時空の加速度的膨張があったとする理論である [8]–[10]。

図 1.2 に示したように、宇宙初期において共動ハッブル距離  $1/aH = 1/\dot{a}$  が減少する時期があったと仮定すると宇宙初期には  $\eta$  が大きい時期が存在したことになり、地平線問題を解決できる。ここで  $1/\dot{a}$  の減少は、 $\ddot{a} > 1$ 、すなわち加速膨張を意味する。式 (1.6) と式 (1.7) より、初期宇宙における近似、 $\Lambda \simeq 0$  を用いれば

$$\frac{\ddot{a}}{a} = -\frac{4\pi G}{3}(\rho + 3P) \quad (1.17)$$

が得られる。つまり、加速度膨張のためには

$$\frac{\ddot{a}}{a} = -\frac{4\pi G}{3}(\rho + 3P) > 0 \iff \rho + 3P < 0 \quad (1.18)$$

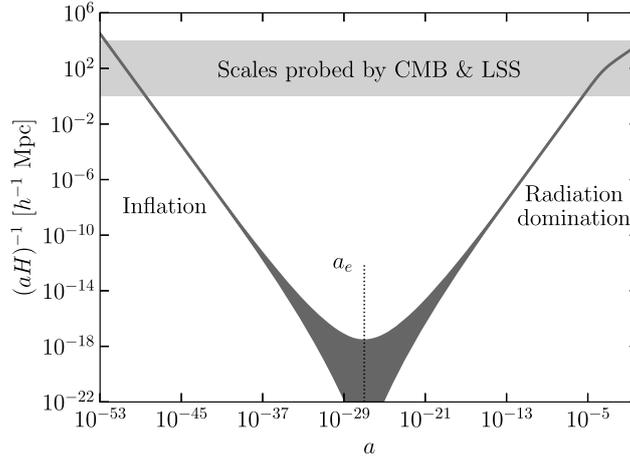


図 1.2: 宇宙初期に  $1/aH$  が減少する期間があったとすると、離れた 2 点の因果がつながっていることの説明が可能になる。[14] より転載。

が求められ、通常物質、放射 ( $P \geq 0$ ) ではこの条件を満たすことはできない。そこで、最も単純な解決策としてポテンシャルを持つスカラー場  $\phi$  (インフラトン場) が優勢となる磁気が存在したとする。このスカラー場  $\phi(t)$  によるエネルギー密度と圧力は

$$\rho_\phi = \frac{1}{2}\dot{\phi}^2 + V(\phi) \quad (1.19)$$

$$P_\phi = \frac{1}{2}\dot{\phi}^2 - V(\phi) \quad (1.20)$$

と与えられ、 $V(\phi) \gg \dot{\phi}^2/2$  の元においては、 $P_\phi \simeq -\rho_\phi$  ( $w \simeq -1$ ) となる。ここでスカラー場  $\phi$  は、エネルギー運動量保存則  $\nabla_\mu T^{\mu\nu} = 0$  から

$$\ddot{\phi} + 3H\dot{\phi} + \frac{\partial V(\phi)}{\partial \phi} = 0 \quad (1.21)$$

に従う。インフレーションは、場がポテンシャルをゆっくりと転がる (slow-roll) ことで  $V(\phi)$  がほぼ一定に保たれ (slow-roll: 図 1.3)、 $H \simeq \text{const.}$  の指数関数的な膨張  $a(t) \propto e^{Ht}$  の描像を与える。インフレーション終了後、 $\phi$  のエネルギーは崩壊・熱化して放射を生成し (再加熱)、標準的な熱いビッグバン宇宙へ接続される。

インフレーション期の量子ゆらぎはスカラー場の揺らぎ (密度ゆらぎ) だけでなく、計量そのものの揺らぎも励起する。空間計量を

$$g_{ij}(t, \mathbf{x}) = a^2(t) [\delta_{ij} + h_{ij}^{\text{TT}}(t, \mathbf{x})] \quad (1.22)$$

と書くと、テンソル揺らぎ  $h_{ij}^{\text{TT}}$  は横波・無跡条件

$$k_i h_{ij}^{\text{TT}} = 0, \quad h_{ii}^{\text{TT}} = 0 \quad (1.23)$$

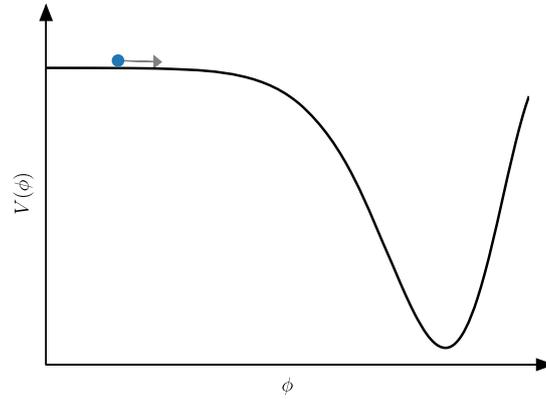


図 1.3: 場に対してポテンシャルがゆっくりと転がる (slow-roll) する様子の例。[14] より転載。

を満たし、自由度は2つ (+, ×) に限られる。例えば  $\mathbf{k} = k\hat{z}$  のとき

$$h_{ij}^{\text{TT}} = \begin{pmatrix} h_+ & h_\times & 0 \\ h_\times & -h_+ & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} \quad (1.24)$$

と表され、 $h_+, h_\times$  は図 1.4 に示したような  $x$ - $y$  面内の偏光を表す。

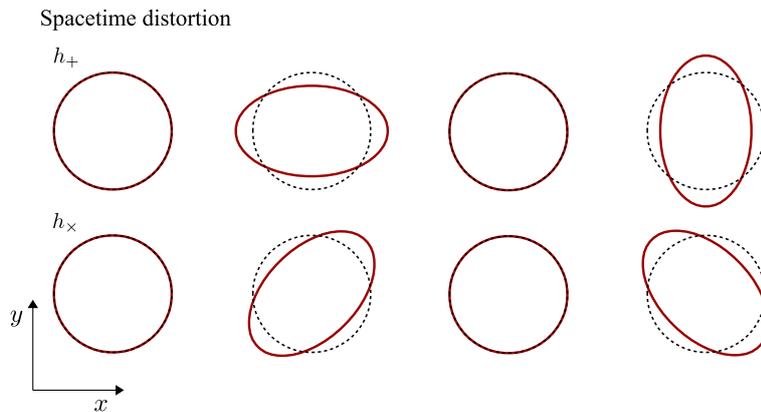


図 1.4: テンソル揺らぎにおける残された2つの自由度  $h_+$  と  $h_\times$  の模式図。波数ベクトル  $\mathbf{k}$  を  $z$  軸方向に取っており、伝搬に従って揺らぎが変化する。その様子を左から右への図の変化で表す。[14] より転載。

各偏光は共形時刻  $\eta$  を用いて

$$h'' + 2\frac{a'}{a}h' + k^2h = 0 \quad (1.25)$$

に従い、この波動方程式の解が原始重力波である。地平線の外 ( $k\eta \ll 1$ ) では  $h \simeq \text{const.}$  として凍結する。インフレーションではこの凍結したテンソル揺らぎが原始重力波として生成され、その振幅はインフレーション期の  $H$  を反映する。

重要なのは、式 (1.24) のような空間的伸縮が最後の散乱面近傍で光子分布に四重極異方性を与え、トムソン散乱により CMB 偏光を生成する点である。同様に、スカラー揺らぎ (密度揺らぎ) も重力ポテンシャルを通じて光子分布に異方性を与え、偏光生成の源となる。すなわち、最終散乱面における四重極異方性は、スカラー揺らぎ・テンソル揺らぎ双方の情報を含みうるため、CMB の温度・偏光観測によって初期宇宙の原始揺らぎを検証できる。

## 1.4 CMB の温度異方性と偏光

インフレーションによって生じた時空の原始揺らぎは、再結合期以降の CMB 温度異方性および偏光として観測可能な形で残る。本節では、CMB 温度異方性と偏光がどのように生成され、スカラー揺らぎとテンソル揺らぎがそれぞれどのように寄与するかを概説する。以降、観測方向を単位ベクトル  $\hat{n}$  で表す。

### 1.4.1 CMB の温度異方性

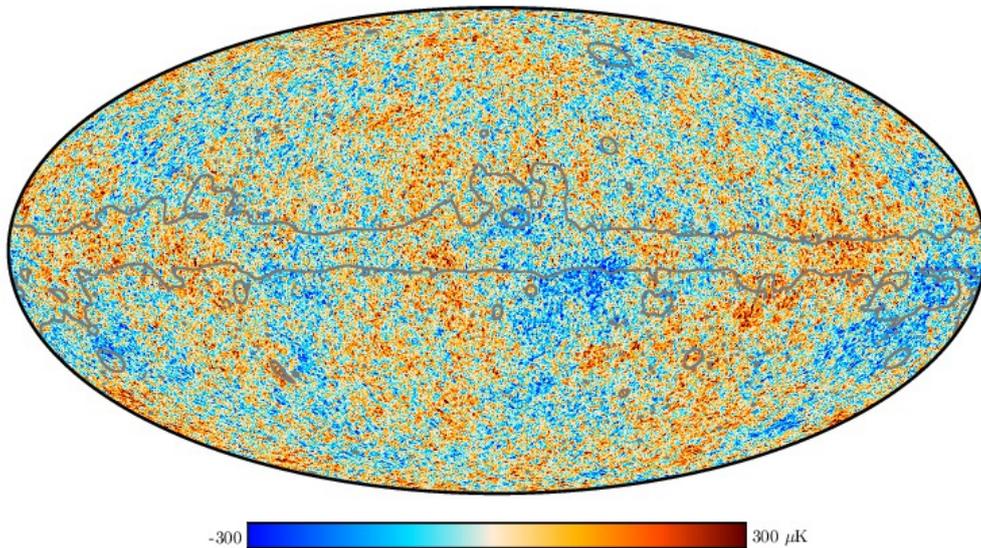


図 1.5: Planck 衛星による温度異方性の全天マップ。カラーバーの中心は全天の平均温度  $\bar{T}$  を表している。[7] より転載。

Planck 衛星 [7] による CMB の温度異方性の観測結果を図 1.5 に示す。CMB 温度異方性は、平均温度  $\bar{T}$  に対する相対ゆらぎ

$$\Theta(\hat{n}) \equiv \frac{T(\hat{n}) - \bar{T}}{\bar{T}} \quad (1.26)$$

として表される。 $\Theta(\hat{n})$  は観測方向  $\hat{n}$  にのみ依存するため、 $\Theta(\hat{n})$  を球面調和関数で

展開すると

$$\Theta(\hat{\mathbf{n}}) = \sum_{\ell=0}^{\infty} \sum_{m=-\ell}^{\ell} a_{\ell m} Y_{\ell m}(\hat{\mathbf{n}}). \quad (1.27)$$

となり、係数  $a_{\ell m}$  は各多重極モードの振幅を表す。統計的等方性を仮定すると、その 2 点統計は

$$\langle a_{\ell m} a_{\ell' m'}^* \rangle = \delta_{\ell\ell'} \delta_{mm'} C_{\ell} \quad (1.28)$$

と書ける。ここで  $C_{\ell}$  が温度異方性の角度パワースペクトルであり、 $\ell$  ごとの分散を与える量である。実際、 $\ell$  は天球上の角度スケール  $\theta$  とおおよそ

$$\theta \sim \frac{\pi}{\ell + 1/2} \quad (1.29)$$

で対応し、 $\ell$  が大きいほど小角度スケールの構造を表す。したがって  $C_{\ell}$  を測定することは、どの角度スケールにどれだけのゆらぎのパワーがあるかを定量化することに相当する。

図 1.6 に、Planck 衛星 [7] によるパワースペクトルの観測結果を示す。図に見られる複数のピーク構造は、初期宇宙のプラズマ中で生じた音波振動の痕跡を反映している。

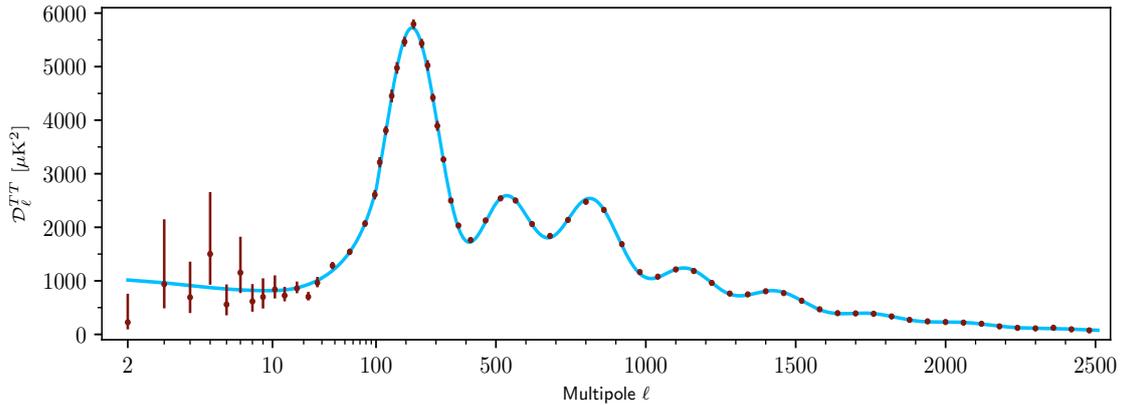


図 1.6: Planck 衛星による CMB パワースペクトル。縦軸は  $D_{\ell}^{TT} = \ell(\ell + 1)C_{\ell}/2\pi$  で描かれている。[7] より転載。

### 1.4.2 四重極温度異方性による CMB の偏光

時空の揺らぎは空間が縮んだ領域と伸ばされた領域を生成する。これはその領域において、光子の波長が伸び縮みすることを意味する。すなわち、空間が縮んでいる領域では温度が高く、伸びている領域では温度が低くなる。

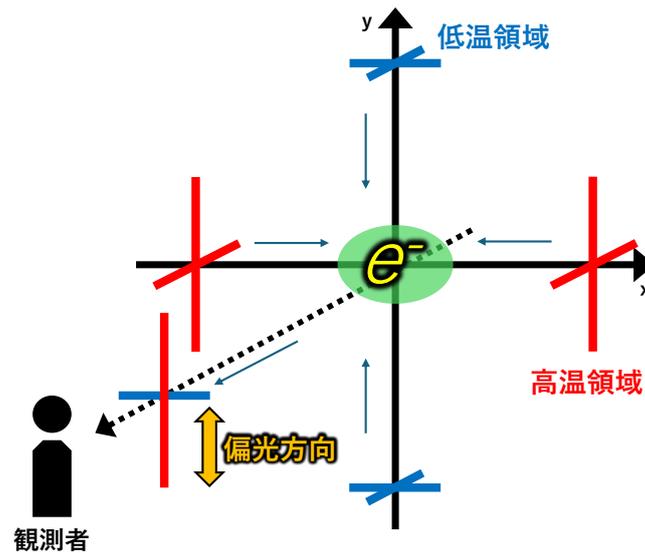


図 1.7: 四重極温度異方性によって CMB に偏光が刻まれるメカニズム。トムソン散乱は入射光の偏光成分のうち散乱方向に対して垂直な成分のみを残すため、図の様な四重極温度異方性からは縦方向の偏光が強く観測される。 $xy$  平面は CMB の最終散乱面を表す。

スカラー揺らぎとテンソル揺らぎは CMB に四重極温度異方性を生じさせ、トムソン散乱の性質によって CMB に偏光が生じる。トムソン散乱は電子などの荷電粒子が電磁波の向きを変えて散乱する物理現象である。図 1.7 の様な四重極温度異方性を持つ空間と、原点に位置する電子がある条件では、トムソン散乱は観測者に向かう偏光が生成する。散乱時には入射光の偏光成分のうち散乱方向に対して垂直な成分のみが残されるため、温度異方性から  $y$  軸方向に直線偏光が生じる。

## スカラー揺らぎによる CMB の偏光

スカラー揺らぎは粗密波として理解され、その進行方向に対して高温領域と低温領域が交互に生まれる。この時この温度差によって直線偏光が生成される。図 1.8 に偏光パターンが生成される様子を示す。最終散乱面上を  $y$  軸方向に進むスカラー揺らぎによって高温領域と低温領域が交互に作られ、それによる特徴的な偏光パターン (図 1.8 中黄緑で示したパターン) が生成される。スカラー揺らぎの方向が等方的に存在していたとすると、この偏光パターンを観測方向を中心に回転させた様な、 $E$  モード (図 1.9 左) と呼ばれる空間対称な偏光パターンが刻まれる。

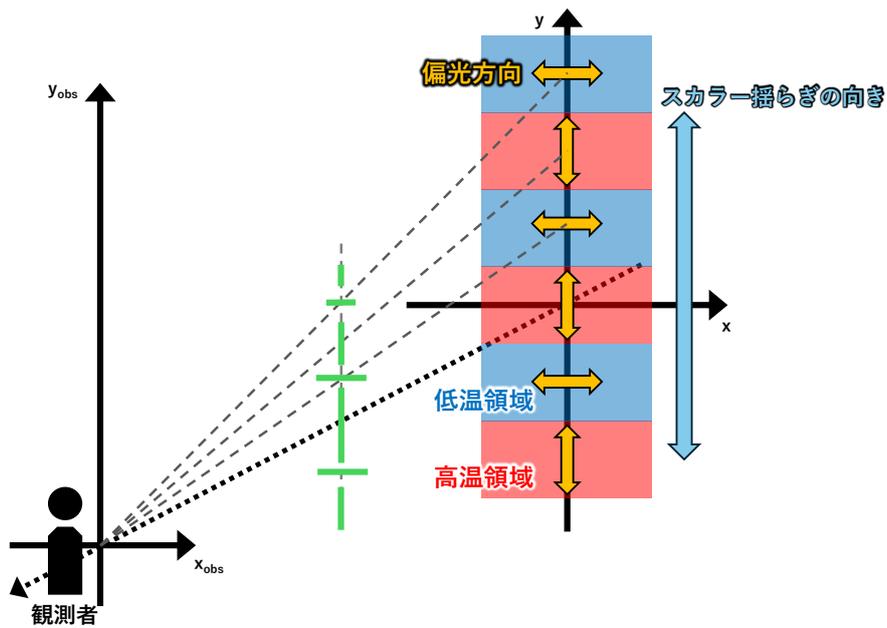


図 1.8: スカラー揺らぎによって CMB に偏光が生成される様子の模式図。最終散乱面上の温度分布によって対称な偏光パターンが生み出される。

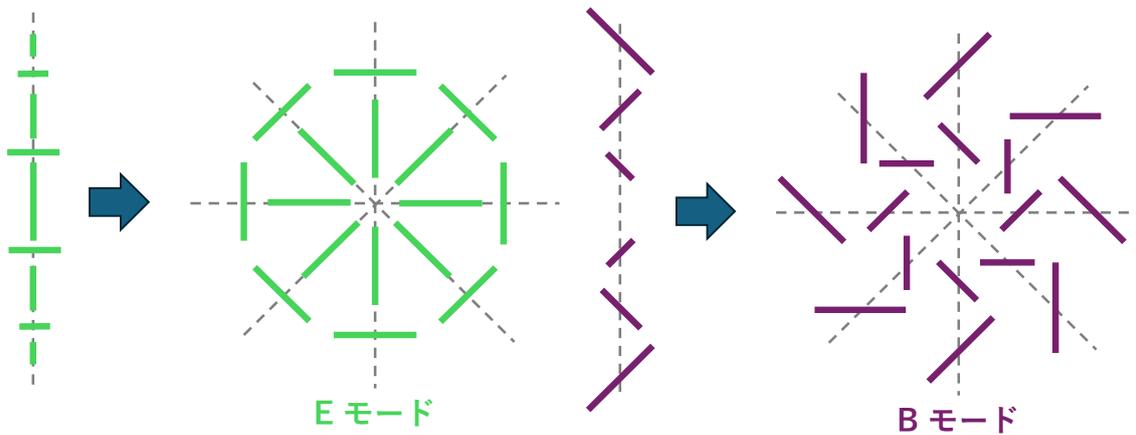


図 1.9: スカラー揺らぎ、およびテンソル揺らぎの + モードから作られる空間対象な E モード偏光 (左) と、テンソル揺らぎの  $\times$  モードから作られる空間反対称な B モード偏光の模式図。

## テンソル揺らぎによる CMB の偏光

テンソル揺らぎ、すなわち原始重力波に伴う四重極温度揺らぎを考える。原始重力波は、図 1.4 に示したような空間揺らぎを生成するため、波の進行方向に垂直な平面上に四重極温度異方性を生み出す (図 1.10)。その温度異方性に伴って発生する偏光成分は、+ モードではスカラー揺らぎから生成されるパターンと類似した対称なパターン

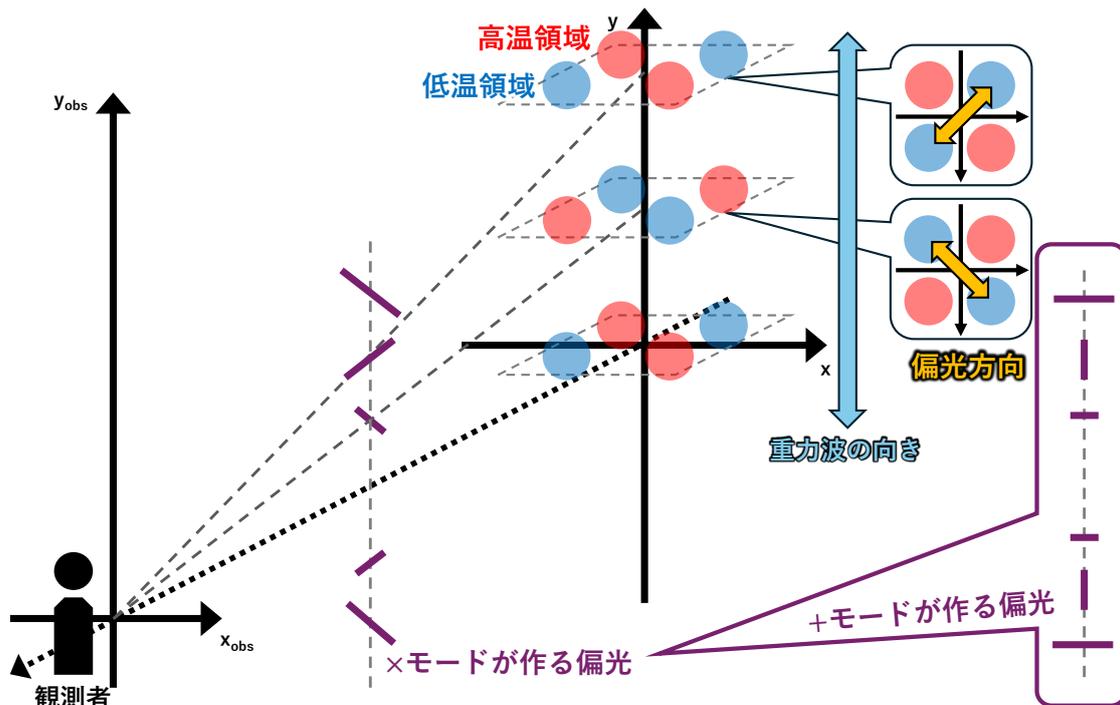


図 1.10: テンソル揺らぎ (原始重力波) によって CMB に刻まれる偏光パターンの模式図。+モードと  $\times$  モードで異なる偏光パターンが生まれる。

の偏光が、 $\times$  モードからは波の進行方向に対して  $45^\circ$  に傾いた、反対称な偏光パターンが生成される。

スカラー揺らぎの議論と同様に、原始重力波の方向が等方的であると仮定した場合、このパターンを観測方向に回転させることで、+モードからは  $E$  モード偏光が生まれる。これに対して  $\times$  モードからは、図 1.9 右に示したような空間反対称な偏光パターンが生まれる。この偏光パターンは  $B$  モードと呼ばれ、原始重力波によるテンソル揺らぎからのみ発生する偏光パターンである。原始重力波はインフレーション仮説の帰結として発生するものであるため、CMB における  $B$  モードの発見はインフレーションがあったことの直接的な物理証拠となる。<sup>\*3</sup>

### 1.4.3 テンソルスカラー比

前述の通り、インフレーションによる原始重力波があった場合、それに伴って CMB に  $B$  モード偏光という証拠が刻まれる。その原始重力波の強さを表す指標として、テ

<sup>\*3</sup> ただし観測される  $B$  モードには、大規模構造による重力レンズ効果で  $E$  モードが  $B$  へ変換された lensing  $B$  モードが含まれる。これは小さい角度スケール ( $\ell \gtrsim \mathcal{O}(10^2)$ ) で卓越するため、原始重力波由来の  $B$  モード検出には delensing 等による分離が必要である。

インソルスカラー比  $r$  を導入する。これは、最終散乱面におけるスカラー揺らぎの振幅  $A_s$  とテンソル揺らぎの振幅  $A_t$  から、 $r \equiv A_t/A_s$  と定義される量で、スカラー揺らぎに対するテンソル揺らぎの大きさを表す指標となる。さらに 1.3 節で触れたような単一場 slow-roll インフレーションにおいてはポテンシャルの変化度合いが原始重力波の相対的な強度に影響するため、その結果  $r$  に反映される。つまり  $r$  の値からポテンシャルがどのような振る舞いをしていたかが予想されるのである。2025 年現在までの観測においては、地上 CMB 観測実験 BICEP / Keck [16] が WMAP [6] / Planck [7] との統合解析により、95% 信頼区間で  $r < 0.036$  ( $\sigma(r) = 0.009^{*4}$ ) という結果を残しているが、未だ上限を与えるのみであり、その発見には至っていない。有力なインフレーションモデル (例えば Starobinsky (1980) [8] の  $R^2$  インフレーションなど) では、おおよそ  $r \gtrsim 0.003$  程度と预言される。したがってこの種のモデルの検証もしくは制限のためには  $\sigma(r) = 0.001$  の精度で  $r$  を測定することが求められている。

## 1.5 本論文の構成

本論文では、続く 2 章にて CMB 観測実験 Simons Observatory の概要と、小口径望遠鏡 SAT の構造に関する説明を行い、本研究で開発を行う新型小口径望遠鏡 SAT-LF について 3 章以降で述べる。3 章では、冷却系統の中核をなすクライオスタットの構造的問題点を解決し、4 章では新たにスライド機構を導入したクライオスタット内部のヒートリンクの設計、製作について述べる。5 章では、スライド機構の実証試験を行い、6 章では、ヒートリンクの熱伝導に関する性能評価を行った。そして 7 章では、評価試験の結果を踏まえてヒートリンクの構成を決定し、SAT-LF の安定した冷却に向けての見通しを示した。最後に 8 章で本研究のまとめと結論、そして今後の展望を述べる。

---

\*4 本稿では、観測物理量  $a$  の  $1\sigma$  の観測精度を  $\sigma(a)$  と表し、これは推定された  $a$  の標準偏差を意味する。



## 第 2 章

# Simons Observatory 実験と SAT-LF

本章では、史上最大の高精度 CMB 偏光観測実験、Simons Observatory 実験の概要と、Simons Observatory 実験で運用する小口径望遠鏡 (Small Aperture Telescope : SAT) の内部構造や検出原理、そして本研究で開発を行う SAT-LF の概要について述べる。

### 2.1 実験概要

Simons Observatory 実験は、史上最大規模の CMB 偏光実験プロジェクトであり、チリ・アタカマ高地の観測サイト (標高 5.200 m) にて実験を行っている。図 2.1 に示すように、2025 年現在 Simons Observatory 実験では 3 台の小口径望遠鏡 (Small Aperture Telescope : SAT / 図 2.2 左) と、1 台の大口径望遠鏡 (Large Aperture Telescope : LAT / 図 2.2 右) の望遠鏡群が観測を行っている。これに加えて、新たに 3 台の SAT が開発・建造中である。CMB 偏光パワースペクトルから引き出せる物理情報は角度スケールに応じて異なるため、Simons Observatory では SAT と LAT が相補的に役割を分担している。

望遠鏡の角分解能  $\theta$  は、回折限界によって観測波長  $\lambda$  と口径  $D$  から

$$\theta \propto \frac{\lambda}{D}$$

と与えられ、口径が大きいほど微細な角度構造 (小角度スケール) を分解して観測できる。そのため、大きな口径 (6 m) を持つ LAT は高い角度分解能を有しており、小角度スケール、すなわち高い  $\ell$  (主として  $100 < \ell < 2000$  の範囲 [17]) の相関の観測に適している。一方、低い  $\ell$  (つまりは大角度スケール) の領域は大気ゆらぎ等の  $1/f$  雑音の影響を受けやすく、広い視野で高速に走査できる SAT が有利である。そのため、Simons Observatory においては小角度スケールの観測には 0.5 m 口径の SAT を利

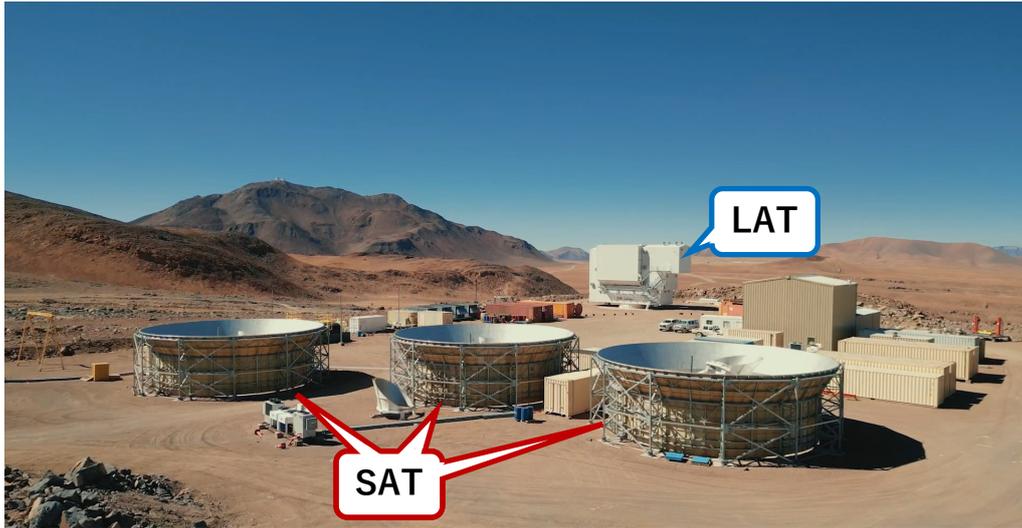


図 2.1: チリ・アタカマに位置する Simons Observatory 実験の観測サイトの様子。2025 年現在は標高 5200 m の山上から合計 4 台の望遠鏡が観測を行っている。



図 2.2: Simons Observatory で運用される 2 種類の望遠鏡。SAT (左) は 0.5 m 口径、LAT (右) は 6 m 口径である。

用し、数度角スケールに相当する低い  $l$  ( $30 < l < 300$  の範囲 [18]) の観測を行っている。

SAT による大角度スケールの観測は、主にテンソルスカラー比  $r$  の測定に有用であり、小角度スケールを担う LAT は  $N_{\text{eff}}$  およびニュートリノ質量和  $\Sigma m_\nu$  \*1 の測定に有用である。これらの観測物理量と目標とする観測精度、観測を行う望遠鏡を表 2.1 に示す。

\*1 これら物理量に関する詳細は付録 A に示す。

表 2.1: Simons Observatory 実験におけるサイエンス展望のダイジェスト

	パラメータ	目標精度	主に用いる望遠鏡
テンソルスカラー比	$r$	0.001	SAT
ニュートリノ有効世代数	$N_{\text{eff}}$	0.045	LAT
ニュートリノ質量和	$\Sigma m_\nu$	0.03 eV	LAT

### 小口径望遠鏡 (SAT) の観測計画とサイエンス展望

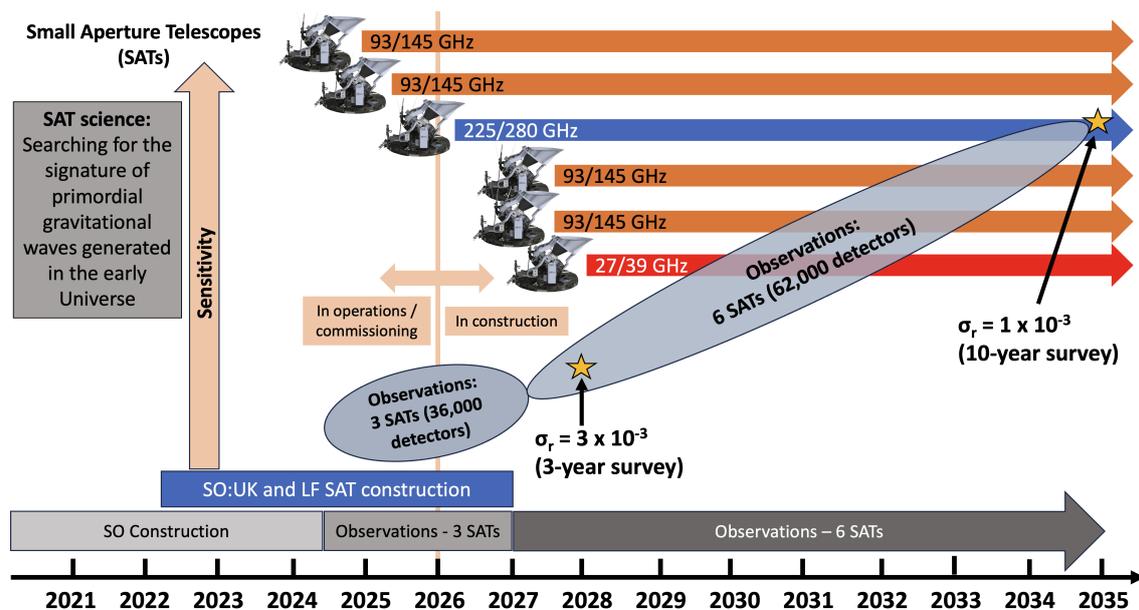


図 2.3: Simons Observatory における SAT の観測計画。SAT の台数を 6 台に拡充し、10 年間の観測で  $\sigma(r) = 0.001$  の精度の達成を目指している。[18] より転載。

SAT は 0.5 m 口径の望遠鏡であり、1 台で 2 つの周波数帯域を観測できる。図 2.3 に示すように、SAT ごとに観測する周波数帯域が異なる。前述のように観測する角度スケールは  $30 < \ell < 300$  の範囲であり、主に大角度スケールの観測から得られるテンソルスカラー比  $r$  の測定によって、インフレーション仮説の検証を行う。

SAT の観測計画を図 2.3 に示す。2025 年現在観測中の 3 台の SAT に加え、2027 年末までに 3 台の SAT を追加で建造し、合計 10 年の観測によって  $\sigma(r) = 1 \times 10^{-3}$  の精度での観測を実現する見込みである [18]。

本研究では開発中の SAT のうち、SAT-LF の開発について取り扱う。SAT の詳細な構成、検出原理などについては 2.2 節にて後述する。

## 大口径望遠鏡 (LAT) の観測計画とサイエンス展望

LAT は 6 m 口径の大型望遠鏡であり、高い角度分解能を活かして小角度スケール、 $100 < \ell < 2000$  の範囲を観測する。LAT の観測計画を図 2.4 に示す。2025 年現在は、焦点面には観測周波数の異なる 7 本の光学筒が収められて観測を行っており、2027 年初頭<sup>\*2</sup>に光学筒を 13 本にまで増設し 9 年の観測によって、天球上の  $20\,000 \text{ deg}^2$  を対象に、最終的にマップ感度  $2.5 \mu\text{K arcmin}$ <sup>\*3</sup>の達成を目指している。これによって、LAT の主要な観測量であるニュートリノ有効世代数  $N_{\text{eff}}$ 、ニュートリノ質量和  $\Sigma m_\nu$  を、 $\sigma(N_{\text{eff}}) = 0.045$ 、 $\sigma(\Sigma m_\nu) = 0.03 \text{ eV}$  の精度で測定することを目標としている [17]。

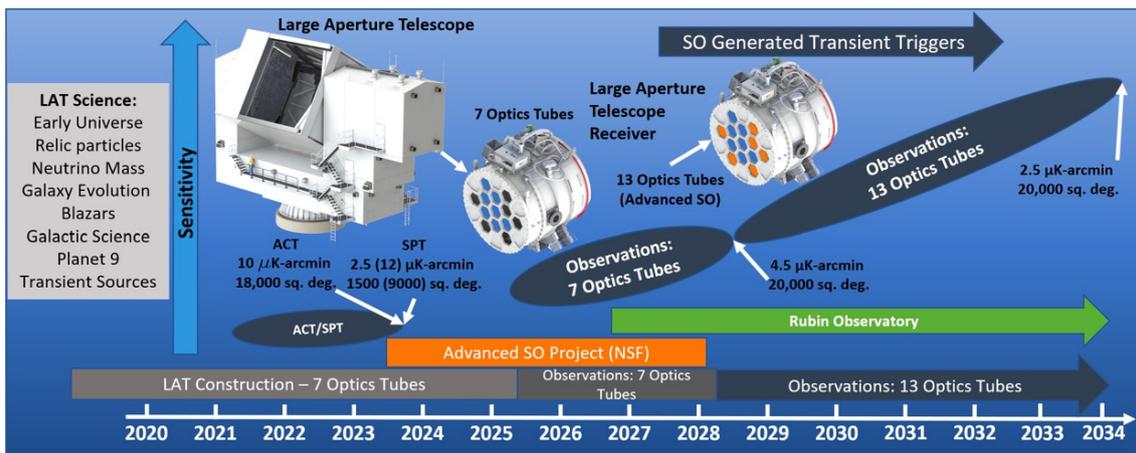


図 2.4: Simons Observatory における LAT の観測計画。LAT 内部に搭載する光学筒 (Optics Tube) の数を 13 本にまで拡充し、9 年間の観測で観測感度を  $2.5 \mu\text{K arcmin}$  に向上する。[17] より転載。

## 2.2 Small Aperture Telescope : SAT

### 2.2.1 概要

図 2.5 に、1 台目の SAT (SAT-MF1) の外観を示す。地面からの熱放射を遮る Ground Shield の中心部にプラットフォームと呼ばれる可動する台座が位置し、その上に受信器、Co-moving Shield、Forebaffle が設置されている。Ground Shield、Co-moving Shield、Forebaffle は周囲からの放射の影響を抑制する役割を果たす。プ

\*2 画像の引用元 [17] から計画が 1 年前倒しになっている。

\*3 ここでマップ感度とは、観測データを積算して得られる最終マップにおけるランダム雑音の大きさ (白色雑音近似) を角度で規格化した量である。

プラットフォームは、仰角方向の elevation angle、方位角方向の azimuth angle に加え、視線軸に対する回転である boresight rotation も可能な構造になっている (図 2.6)。



図 2.5: 既にチリ、アタカマの観測サイトで稼働中の SAT (SAT-MF1) の外観。Ground Shield、Co-moving Shield、Forebaffle の三つのシールドによって、地面からの熱放射や照り返しに由来する受信器へのノイズを削減する。

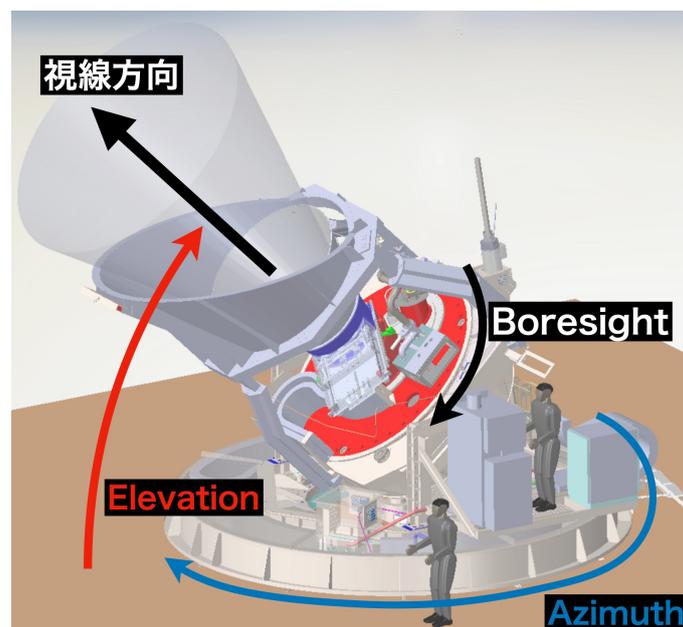


図 2.6: SAT のプラットフォームの回転方向の模式図。[19] より転載。

プラットフォームに搭載される受信器の概要を図 2.7 に示す。その中核をなすのは、次節にて詳説する検出器、TES ボロメータを冷却するための真空冷却槽 (クライオスタット) である。その大きさは約 1.8m×1.6m×1.3m、総重量は約 1.5t の大型構造物である。クライオスタットは上下の二つの部分からなっており、主に光学筒が収まっ

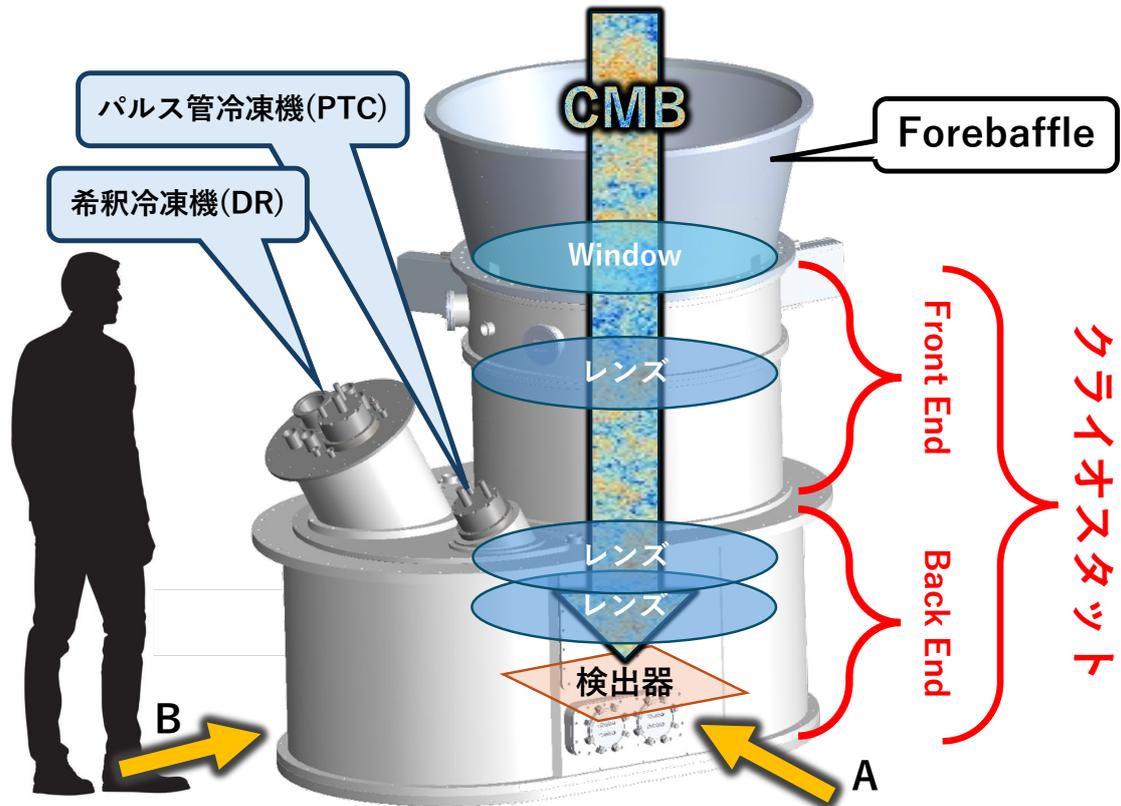


図 2.7: SAT の受信器の概要図。横幅約 1.8 m、高さ約 1.6 m の真空冷却槽/クライオスタット内部に配置された検出器に CMB が集光される。クライオスタットは、光学筒などが位置する円筒形状の Front End (FE) と、冷凍機、検出器などが位置する楕円筒形状の Back End (BE) に大別される。クライオスタット、検出器の冷却のために二種類の冷凍機が搭載されている。

ている上半分の円筒形の部分を Front End (FE)、冷凍機や焦点面検出器が搭載される下半分の長円形断面 (obround) の筒状の部分を Back End (BE) と呼ぶ。

FE 上方から入射した CMB は、Window を介して 3 枚のレンズが搭載された光学筒を通り、焦点面に設置された超伝導検出器に入射する。クライオスタットおよび焦点面の超伝導検出器を冷却するため、パルス管冷凍機 (Pulse Tube Cryocooler : PTC) と、希釈冷凍機 (Dilution Refrigerator : DR) の二種類の冷凍機を搭載し、焦点面検出器を 0.1 K に冷却・維持している。

図 2.7 のクライオスタットを、図中に示したオレンジの矢印 A の方向から見た時の断面図を図 2.8 に示した。クライオスタット内部では、検出器を 0.1 K まで冷却する必要があるので、外部からの熱流入を段階的に抑えるための多重構造が採用されている。

最外層をなすのは真空槽 (Outer Vacuum Chamber : OVC) であり、クライオスタット内部を真空断熱状態に保つことにより、空気による熱伝導・対流を抑制する。図 2.8 中では灰色で示されている OVC は、室温付近の「300 K stage」を構成しており、クライオスタットの外殻として構造を支持する役割も担っている。

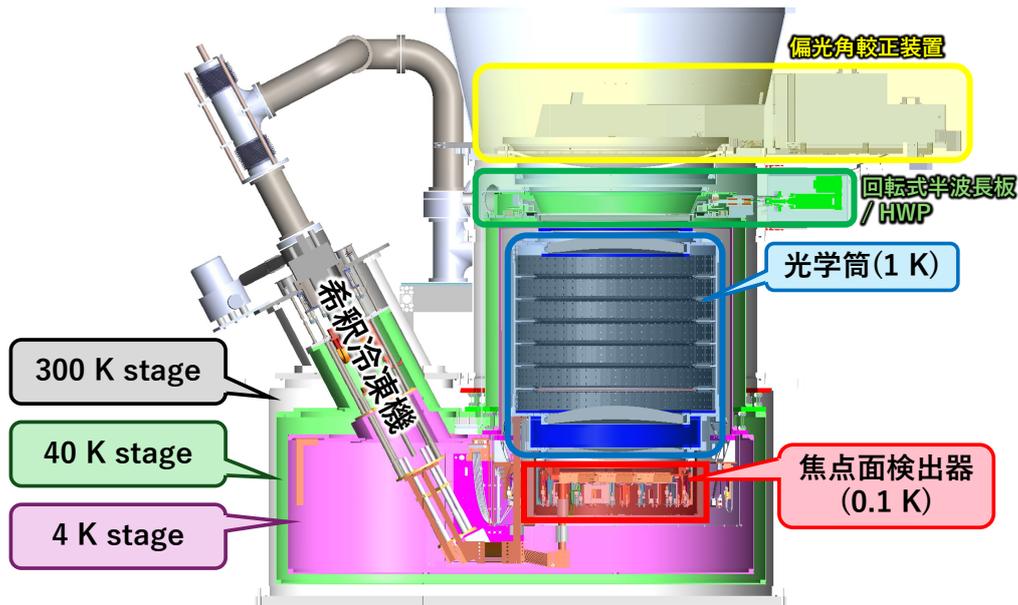


図 2.8: 図 2.7 のクライオスタットを、図中の A の方向から見た時の断面図。クライオスタットは 300 K(灰) /40 K(緑) /4 K(ピンク) の温度 stage が 3 層重なった構造となっており、これらの stage は図 2.7 に示したパルス管冷凍機 (PTC) によって冷却される。その内部にはさらに 1 K の光学筒、0.1 K の焦点面検出器が位置しており、これらは極低温領域での冷却が可能な希釈冷凍機 (DR) によって冷却される。

OVC の内側には、真空中での主たる熱伝導である放射熱を遮るために 2 層の放射シールド (Radiation shell) が位置しており、外側から「40 K stage」 (図中緑色部)、「4 K stage」 (図中ピンク色部) を構成している。300 K stage から 4 K stage までの冷却は、PTC によって行われる (図 2.8 中では紙面手前側に位置するため描写されていない)。さらに 4 K stage の radiation shell の内部には 1 K stage の光学筒、0.1 K stage の焦点面検出器が位置しており、これらは DR によって冷却される。

また、光学筒の上流側には、大気揺らぎに起因する低周波成分の寄与を抑制するための装置である回転式半波長板 (Half-Wave Plate:HWP) が 40 K stage 上に位置している (詳細は次節で述べる)。さらにその上部には、焦点面検出器の検出可能な偏光方向を較正するための偏光角較正装置であるスパースイヤーグリッドが搭載されている。

### 2.2.2 光学素子と偏光観測の仕組み

SAT での CMB の偏光観測は、ホーンアンテナと TES ボロメータと呼ばれる超伝導検出器を組み合わせた検出器によって行われている。本節では、検出器までの光学経路上に位置する光学素子について述べた後、焦点面検出器の検出原理について述べ

る。光学素子は、Window からの赤外線熱放射をブロックする赤外線 IR フィルター、入射光の直線偏光成分を時間変調して読み出すための回転式半波長板 (HWP) と、レンズの保持とともに迷光と呼ばれる放射を吸収する役割を持つ光学筒 (Optics Tube) の主に 3 つについて扱う。

### IR フィルター/ローパスエッジフィルター

前述の通り、SAT の受信器はクライオスタットにより内部の焦点面検出器の冷却を行っている。内部の真空を維持することで空気による熱伝導を防ぎ、数層の radiation shell によって外部からの熱放射を段階的に抑制して、焦点面検出器を 0.1 K にまで保っている。しかしながら、Window から焦点面検出器に至る光学経路においては radiation shell が配置できないため、そのままでは Window からの 300 K の熱放射が直接検出器に入り、大きな熱負荷になってしまう。そこで SAT では、radiation shell のように赤外線の熱放射を吸収しつつ、観測するマイクロ波領域の電磁波を透過するフィルターを使用する。

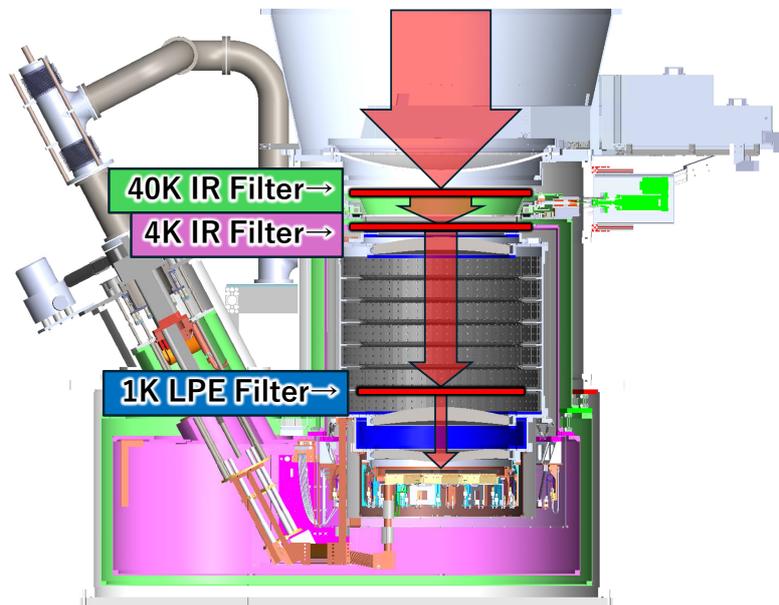


図 2.9: SAT の光学系路上に搭載された 3 枚のフィルターの概観図。40 K/4 K/1 K stage それぞれに熱放射の吸収を行うフィルターが位置している。

図 2.9 に SAT における 3 枚のフィルターの概観を示す。光学経路上流側から、40 K stage/4 K stage に赤外線を吸収する IR フィルターが、1 K の光学筒内部には熱放射とともに高周波数成分を反射して抑制するローパスエッジ (LPE) フィルターが位置している。IR フィルターは、赤外線を実効的に反射する RT-MLI [20] と、赤外線を吸収するアルミナフィルターで構成される。アルミナは熱伝導性に優れるため、フィ

ルター上での温度分布が低減される [21]。本研究で開発するクライオスタットには、ここで吸収した熱を冷凍機に伝達して排熱する機能も求められる。

### 回転式半波長板:HWP

地上からの CMB 観測において主なノイズ源となるのは、大気の揺らぎに起因する  $1/f$  ノイズである。そのため時間変動する大気による無偏光の  $1/f$  ノイズ成分と時間変動しない CMB 偏光成分を分離する必要があるため、回転式半波長板 (cryogenic continuously rotating Half-Wave Plate : HWP) を用いてそれを行う。これは、2 Hz で回転し続けるサファイアプレートであり、直線偏光成分のみを、 $1/f$  ノイズの揺らぎの 1 Hz よりも早い 8 Hz に変調する役割を担っている [22]\*<sup>4</sup>。この変調された信号のデータを復調することで、大気由来の無偏光成分を除去できる。

図 2.10 に、SAT に搭載されている HWP の外観および回転機構の構造を示す。サファイアプレートが固定される回転部品の潤滑には、超伝導 YBCO ( $\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_{7-x}$  超伝導体の通称) のピン留め効果を利用した超伝導ベアリングを利用し、回転部品を磁気浮上させることにより潤滑を行っている。そのため HWP は 40 K stage の FE に位置する radiation shell の上部に設置されることで、YBCO の超伝導状態を保っている。また、回転する Encoder Plate を挟む形で配置された LED と Photodiode によって、Encoder Plate の位置を測定することによって HWP の向きを測定している。

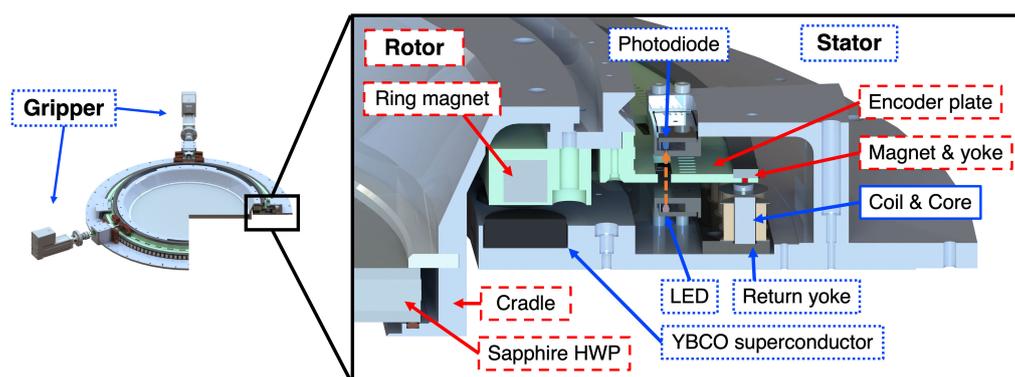


図 2.10: SAT に搭載される HWP の外観と回転機構の構造。赤枠で示された部分が回転する部分であり、青枠で示された部分が SAT 本体側に固定される部分である。超伝導 YBCO を用いたベアリングによって、回転機構の潤滑を保証している。[23] より転載。

本研究で扱う SAT-LF は、観測波長が従来の SAT の約 3 倍である。それに比例して HWP の厚みも増大するため、HWP が設置される FE 部の radiation shell の強度が重要になる。

\*<sup>4</sup> HWP による直線偏光成分の変調原理に関しては、付録 B に記す

### 光学筒 (Optics Tube)

IR フィルター、HWP を通過し、赤外成分が取り除かれて変調された CMB は、光学筒 (Optics Tube) と呼ばれる部分 (図 2.8 青色部) に入る。この部分は DR により 1 K まで冷却されている。筒状の構造体であり、上下には単結晶シリコンのレンズが合計 3 枚配置され、レンズを極低温に保つとともに、相対位置が変化しないような構造になっている。また内壁は電波吸収体に覆われており、迷光と呼ばれる光学素子からの意図しない散乱 (迷光) を吸収する設計になっている。

### 超伝導検出器:TES ボロメータ

IR フィルター、HWP、光学筒によって観測したい成分のみを取り出した光が、焦点面検出器に入射する。SAT の焦点面検出器には、超伝導体の性質を用いた高感度センサー、TES ボロメータが用いられる。

超伝導体は、その温度を下げていくと超伝導転移温度付近で電気抵抗が急激に 0 になるという性質を持つ。これは換言すれば、転移温度においては、わずかな温度差に対しても大きな電気抵抗の変化が観測できるということである。この超伝導体の性質を用いたのが超伝導転移端センサー (Transition Edge Sensor : TES) である。入射光によって TES が温められ、それに伴う急激な電気抵抗の変化を読み取ることでボロメータとして機能する。

図 2.11 に示したように、SAT で使用している TES ボロメータには集光を行うフィードホーンアンテナと、直行する直線偏光成分を切り分ける直交モード変換器 (Ortho-Mode Transducer : OMT) が取り付けられている。これによって入射光はフィードホーンによって OMT に入り、偏光成分ごとに分離されて TES で検出される。OMT によって、上段に示した一つのピクセルで 2 方向の直線偏光の観測が可能である。それぞれのピクセルには、感度を持つ周波数が異なる TES が 2 つずつ搭載されているため、これによって SAT は同時に二つの周波数帯域を観測できる。SAT には、この六角形の検出器アレイが、一台あたり 7 枚ずつ搭載されている。

## 2.2.3 クライオスタット (真空冷却槽)

真空冷却槽 (クライオスタット) は、内部を高真空に保ったまま極低温まで冷却し、超伝導検出器のような低温動作が必須の機器を安定に運用するための装置である。またクライオスタットは、焦点面検出器の冷却の他にも、光学筒、焦点面検出器を支持する役割を持つ。クライオスタットの内部は図 2.7 に示したように、室温付近の 300 K 領域から 40 K、4 K、さらに 1 K、0.1 K へと段階的に温度 stage を設けている。この

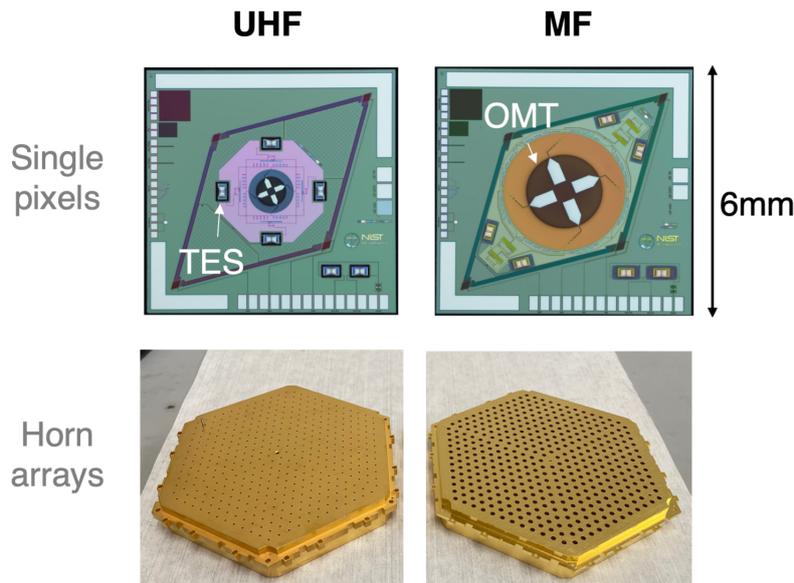


図 2.11: (上段) SAT で用いられている TES ボロメータ (1 ピクセル)。左列が SAT-UHF、右列が SAT-MF で用いられているものである。どちらも、OMT と TES を組み合わせた検出器である。(下段) それぞれの SAT のフィードホーン群。各ホーンに 1 ピクセルの TES ボロメータが組み合わさる。[24] より転載。

多段構造は、単に冷やすためだけでなく、熱流入を段階的に受け止めて減衰させるための重要な設計思想でもある。クライオスタット設計で重要となるのは、外部 (300 K stage) から低温 stage への熱流入の経路をいかに抑えるかである。熱流入の主要因は、熱伝導と熱放射に大別され、それぞれに対して対策を講じる必要がある。

熱伝導については、熱伝導率の低い材料で構成された支持構造 (トラス) を用いることで、各温度 stage 間を熱的に切り離して、熱流入を最小化している。また、クライオスタット内部は高真空状態に保たれているため、気体分子による熱輸送を抑制している。

熱放射を抑えるためには、放射シールド (Radiation shell) および真空多層断熱材 (MultiLayer Insulation : MLI) を用いる。Radiation shell は各温度 stage を構成する金属殻であり、高温側から低温側への放射交換を幾何学的に遮断しつつ、途中の stage で放射由来の熱を受け止める役割を担う。さらに MLI を stage 間に配置することで、放射による熱のやり取りを減衰させている。

このように、クライオスタットは高真空と多段の温度 stage、および熱放射対策を組み合わせることで、外部からの流入を抑えながら極低温環境を実現する装置として機能している。一方で、クライオスタットはメートル級の大型構造物であるため、冷凍機を中心に温度分布が生じることは避けられない。加えて、検出器の読み出しケーブルによる熱流入や、IR フィルターの赤外線吸収による入熱など、これが受信器である

ことに起因する入熱源も存在する。そこで入熱源と冷凍機を、熱伝導性の高い素材で熱的に繋ぐことによって熱経路 (ヒートリンク) を確保し、同じ温度 stage 内での温度分布を抑えて入熱源の温度を制御することが重要になる。ヒートリンクの詳細とその開発については、3章～6章で詳しく述べる。

### Radiation shell

放射シールド (Radiation shell) は、外側 (高温側) から内側 (低温側) へ向かう放射熱を途中の温度 stage で受け止めて減衰させるための金属製の遮蔽殻である。40 K stage および 4 K stage を構成する 2 層の radiation shell が搭載されており、300 K stage からの放射熱を段階的に遮断することで、より低温の stage へ侵入する熱負荷を低減している。

温度の異なる 2 つの平面が真空中で向かい合うとき、放射による熱流入はステファン=ボルツマン則に従い、

$$\dot{Q}_{\text{rad}} \simeq \varepsilon_{\text{eff}} \sigma A (T_{\text{hot}}^4 - T_{\text{cold}}^4) \quad (2.1)$$

と書ける ( $T_{\text{hot/cold}}$  は向かい合う二つの面の温度、 $A$  は有効面積、 $\varepsilon_{\text{eff}} (\equiv \frac{1}{\varepsilon_{\text{hot}}^{-1} + \varepsilon_{\text{cold}}^{-1} - 1})$  は形状因子や表面放射率を含む有効放射率 (emissivity)、 $\sigma$  はステファン=ボルツマン定数)。ここで重要なのは、放射が  $T^4$  に強く依存することである。もし 40 K stage の radiation shell が存在せず、300 K stage から 4 K stage へ直接入射すると、4 K stage は非常に大きな放射負荷を受けてしまう。そこで、40 K などの中間温度に冷やした radiation shell を挿入することで、高温側からの放射はまず 40 K stage の radiation shell が受け止め、内側の 4 K stage へ向かう放射は  $T_{\text{hot}}$  が 40 K 程度まで下がった状態から再出射されるため、内側へ到達する放射負荷が段階的に小さくなる。

このような多段の放射シールドは、低温側ほど許容できる熱負荷が小さいという冷凍機の性質とも整合的である。一般に冷凍機は低温になるほど汲み上げ可能な許容入熱が小さくなるため、4 K stage やそれより低温の stage へ入る熱を可能な限り減らすことが重要となる。SAT では 40 K stage と 4 K stage に位置する radiation shell によって放射熱を段階的に受け止めることで、冷却能力の限られた低温 stage (さらに内側の 1 K、0.1 K 領域) への熱負荷を抑え、焦点面検出器の極低温環境を維持している。

### MLI

Radiation shell によって熱放射を段階的に抑制したとしても、表面積の大きいクライオスタットでは放射入熱が大きく、冷凍機の冷却能力を圧迫してしまう。そこで、それぞれの温度 stage の間に多層断熱材 (MLI) を挿入する。MLI は複数層のアルミ蒸着マイラー (PET 製フィルム) で構成されている断熱材であり、有効的な放射率を

下げる役割を担うことで熱放射を抑制する効果がある。蒸着されたアルミによって低い emissivity (高反射率) の表面をもつことが特徴である。図 2.12 に、SAT-LF に搭載した MLI の写真を示す。



図 2.12: SAT-LF に搭載した MLI。アルミ蒸着マイラーの間にはポリプロピレンの網が挟まれており、マイラー同士の接触を防いでいる。

MLI は、1 層なら放射入熱を  $1/2$  に減らし、2 層なら  $1/3$  に、といったように、 $N$  層で入熱を  $1/(N + 1)$  に減らす効果がある (詳細は付録 C)。SAT には、300 K stage と 40 K stage の間には 40 枚、40 K stage と 4 K stage の間には 10 枚の MLI が挿入されており、高温側からの放射熱流入をそれぞれ  $1/40$ 、 $1/10$  程度に抑制している。

## 2.2.4 冷凍機

SAT の受信器の冷却には、冷却温度の段階に応じて二種類の冷凍機を用いて冷却を行っている。300 K から 4 K までの冷却を行うパルス管冷凍機 (PTC) と、4 K から 0.1 K までの冷却を行う希釈冷凍機 (DR) である。これらの冷凍機の配置は、図 2.7 に示した。

### PTC/パルス管冷凍機

パルス管冷凍機 (Pulse Tube Cryocooler : PTC) は、ピストンによってヘリウムなどの作動気体に周期的な圧力変動を与え、膨張圧縮に伴う温度変化を蓄冷器と呼ばれる熱を一時的に蓄えることのできる多孔質の熱容量体によって熱的整流を行って冷凍を行う冷凍機である。付録 D に記すように、スターリングサイクルを冷凍に応用した冷凍機であり、GM 冷凍機などと異なり低温部分にピストンなどの可動部品が存在しないため、機械的な耐久性と安定性が高いのが特徴であり、約 4 K までの冷却が可能である。本研究では、Bluefors 社製 PT415 という PTC を使用した。PT415 の仕様

は表 2.2 に記す。

表 2.2: Bluefors 社製 PT415 の仕様。[25] に基づく。

項目	値
モデル名	PT415 (Pulse Tube Cryocooler)
1st ステージ冷却能力	約 40 W @ 45 K
2nd ステージ冷却能力	約 1.5 W @ 4.2 K
最低到達温度 (無負荷)	2.8 K 以下
冷却時間 (to 4 K)	約 60 分
コールドヘッド重量	約 26 kg
電力入力 (定常稼働時)	約 9.2~10.7 kW
ヘリウム圧力	約 220~250 psig

### DR/希釈冷凍機

希釈冷凍機 (Dilution Refrigerator : DR) は、液化した二種類のヘリウム ( $^3\text{He}$ 、 $^4\text{He}$ ) の特性の違いを利用した冷凍機であり、ヘリウム液化温度 ( $\sim 4.2\text{ K}$ ) から、最大で  $10\text{ mK}$  までの冷却が可能な極低温冷凍機である (詳細な冷却原理は付録 E に記す。)。SAT で用いられる DR は PTC と一体で運用され、PTC によって約  $4\text{ K}$  まで予冷されて液化したヘリウムによって冷却を行い、still stage によって光学筒を  $1\text{ K}$  に、ミキシングチェンバーによって焦点面を  $0.1\text{ K}$  に冷却・維持する。

## 2.3 SAT-LF: 低周波数帯域を観測する SAT

本研究は、新たに開発している 4 台目の SAT、「低周波数帯域小口径望遠鏡」(SAT-LF) のクライオスタット開発に関するものである。SAT-LF は日本グループが主導で開発が進んでおり、日本で受信器の開発、組み立てが進められている。そのため SAT-LF は JSAT とも呼ばれている。

### 2.3.1 CMB 観測における前景放射の影響とその対処方法

CMB を精密に観測するためには、銀河放射の影響を分離、除去する必要がある。宇宙の晴れあがりの際の最終散乱面から降り注ぐ“背景”放射である CMB に対して、銀河放射は観測者から見て手前にあるため、“前景”放射と呼ばれる。前景放射の主要素は、星間塵からの熱放射に起因するダスト放射と、銀河磁場によって荷電粒子がシンクロトロン運動をすることによって発生するシンクロトロン放射、イオンによって

引き起こされる電子の加速度運動に伴う制動放射 (free-free と呼ぶ) と、これら 3 つでは説明できない異常マイクロ波放射 (Anomalous Microwave Emission : AME) <sup>\*5</sup> の 4 つが挙げられる。この内、偏光している成分がダスト放射とシンクロトロン放射である。つまり、観測信号から、CMB、ダスト放射、シンクロトロン放射の 3 成分を分離することが重要である。

2.7 K の黒体放射スペクトルを持つ CMB に対して、ダスト放射、シンクロトロン放射は異なるスペクトルを有する。例えば図 2.13 に示すように、ダスト放射は高周波数で卓越し、シンクロトロン放射は低周波で卓越する。つまり成分分離は、この周波数依存性の違いを利用して行える。例えば、周波数依存性に重みをつけて線形に足し合わせることによって観測データと比較して CMB 成分のみを分離する Internal Linear Combination (ILC) と呼ばれる手法がある。これは、それぞれの  $l$  に対してピクセルごとに多周波観測の結果を比較し、モデルに基づいて分散が最小となる重みを決定して、CMB の信号強度を分離する。

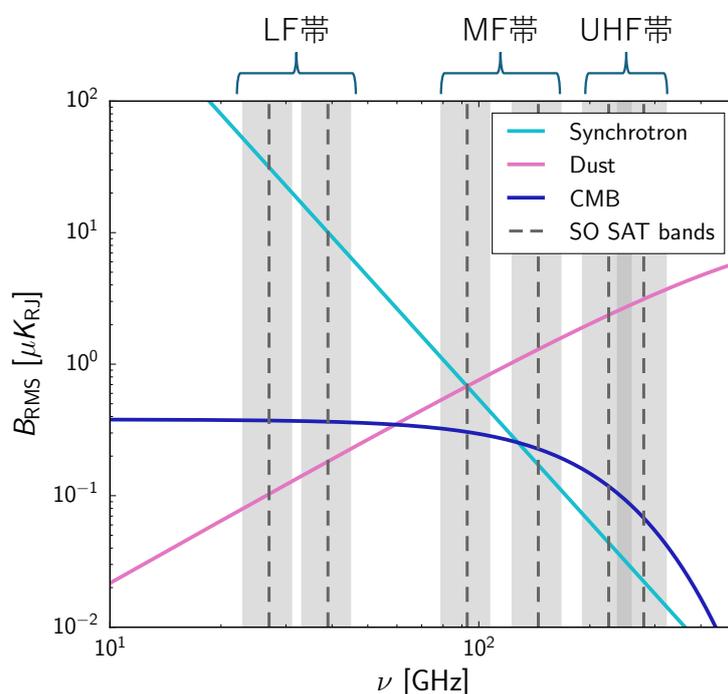


図 2.13: Thorne et al. (2017) [26] の PySM モデルに基づいた、ダスト放射 (Dust) とシンクロトロン放射 (Synchrotron) の周波数スペクトル分布。灰色で示した周波数帯が、SAT で観測を行う領域である。[27] より追記して転載。

<sup>\*5</sup> 10 GHz から 60 GHz 帯に存在するピークであり、回転する極性を持った星間塵によるものではないかと言われている。

### 2.3.2 SAT-LF の役割

図 2.3 に示したように、Simons Observatory は 3 つに大別した周波数帯で観測を行う。

Low Frequency (LF) 帯: 27 GHz と 39 GHz を中心とした帯域で、主にシンクロトロン放射が優勢となる。

Middle Frequency (MF) 帯: 93 GHz と 145 GHz を中心とした帯域で、前景放射の寄与が最小となる。

Ultra High Frequency (UHF) 帯: 225 GHz と 280 GHz を中心とした帯域で、主にダスト放射が優勢となる。

現在 Simons Observatory では MF 帯を担う 2 台 (SAT-MF1, SAT-MF2) と UHF 帯を担う 1 台 (SAT-UHF) の SAT がすでに観測を始めているが、LF 帯をカバーする SAT はまだない。つまりシンクロトロン成分を除去するために、SAT-LF は必須であり、その役割は重要である。

本研究では SAT-LF の構造的安定性を実現するための開発研究 (3 章)、および冷却に重要なヒートリンクの開発研究 (4~7 章) について詳述する。

## 第3章

# クライオスタット構造体の開発

SAT-LF クライオスタットにおいて、radiation shell とトラスリングの取り付け面に歪みがあると、構造体を組み立てた際に初期応力が発生し、真空引きした際の大気圧の影響で発生する歪みと相まって、構造体に過大な応力が発生する可能性がある。この応力を最小化するために、形状測定と隙間解析を行い、シムプレートを設置してその隙間を低減し、過大な応力の発生を回避（低減）する。さらに、それを検証するための真空試験も本章で行った。

### 3.1 概要

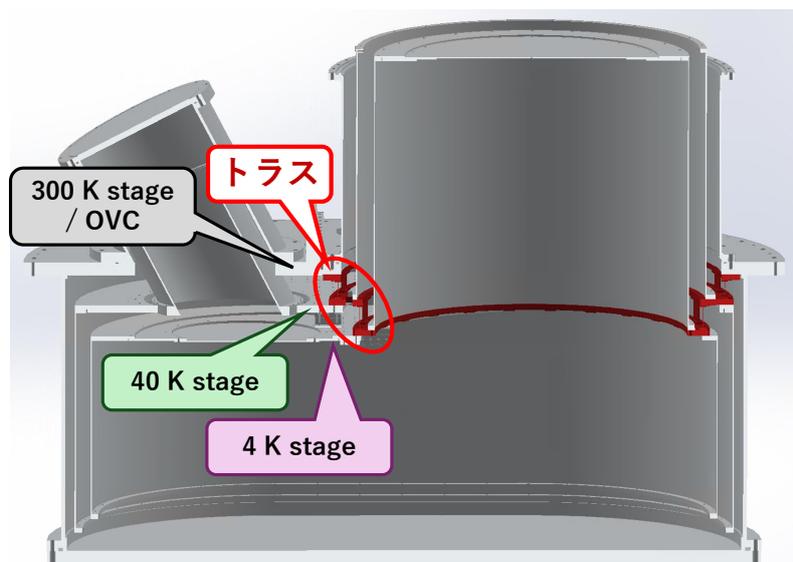


図 3.1: トラスのみによって 300 K stage (OVC) と、内部の 40 K stage、4 K stage の radiation shell は接続されていて支持されている。

図 3.1 に示すようにクライオスタットは、最外層の Outer Vacuum Chamber (OVC)

の内側に radiation shell が 2 層重なった構造であり、これらの radiation shell は、トラスと呼ばれる構造体によってクライオスタットの最外層をなす真空槽 (Outer Vacuum Chamber : OVC) と接続されている。OVC 内側に 2 層存在する radiation shell は、それぞれ 40 K stage、4 K stage をなしており、以後単に 40 K radiation shell、4 K radiation shell と呼ぶ。3 層のリングがそれぞれの層の radiation shell に固定される構造になっており、リングは図 3.2 のように、トラストブ (図 3.2 右) と呼ばれる樹脂製の柱によって接続されている。このリングはそれぞれ OVC、radiation shell と接続するため、接続先の温度 stage の名前から、300 K トラスリング、40 K トラスリング、4 K トラスリングと呼ばれる。トラスリング同士を繋ぐトラストブの素材には、高い強度と低い熱伝導度を両立している GFRP (Glass Fiber Reinforced Plastics/ガラス繊維強化プラスチック) である G10 を用いている。

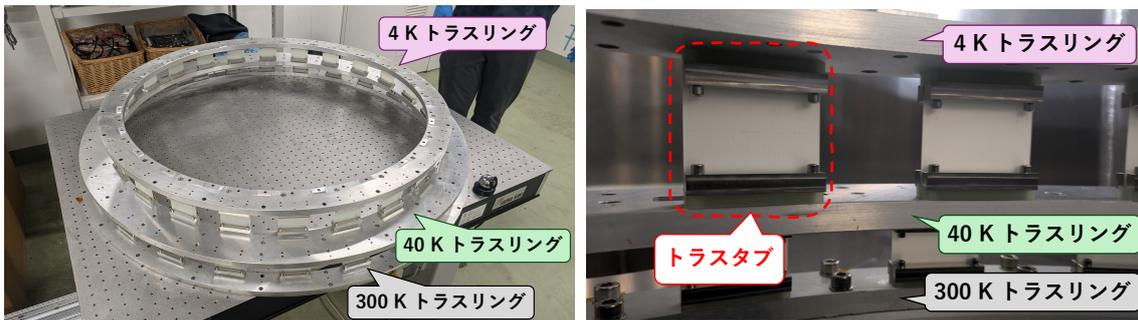


図 3.2: 実際に使用するトラスの概観 (左) および、異なる stage 間を繋ぐ G10 製トラストブ (右)。ともに下方から、300 K stage/40 K stage/4 K stage に繋がるトラスリングが並んでいる。クライオスタットに組み付ける際の向き (図 3.1) とは上下が反転した状態の画像である。

### 3.2 先行開発された SAT での課題とその解決法の提案

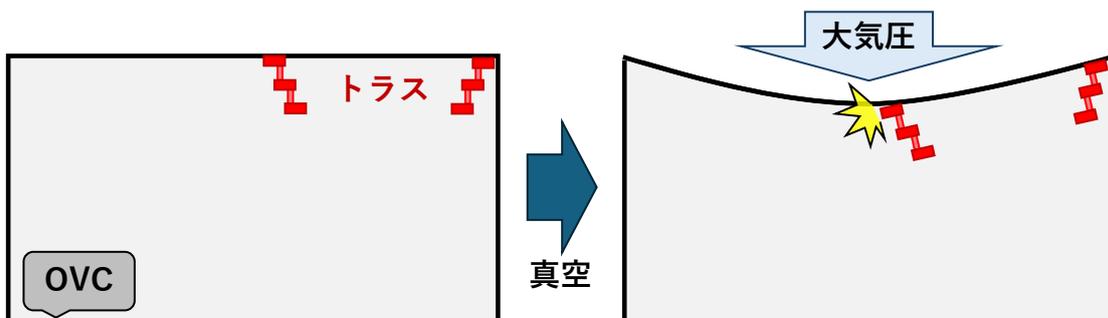


図 3.3: OVC の大気圧による変形に伴うトラス破損の様子の模式図。OVC Back End 天面の歪みによって発生した応力が、組み付け時の初期応力と相まってトラスの破損を招いた。

先行開発された SAT を真空引きした際、OVC 外壁が大気圧によって内側に変形し、OVC のトラス取り付け面に過大な剪断力と曲げモーメントが生じた (図 3.3)。特に先行する SAT では、OVC の取り付け面が事前の測定で約 2 mm 歪んでいたため、トラスを組み付けた際に初期応力が発生しており、大気圧による変形の影響で更なる応力がトラスタブの一部に集中した。その結果、これまでトラスタブが破損する事故が 2 回あった。

この問題を踏まえ SAT-LF (本研究) では、

- OVC の大気圧による変形を抑えるための新しい梁構造の追加
- トラス組み付け面の工作精度を補うシムプレートの挿入

の二つの工夫により、大気圧による構造への影響を回避する。

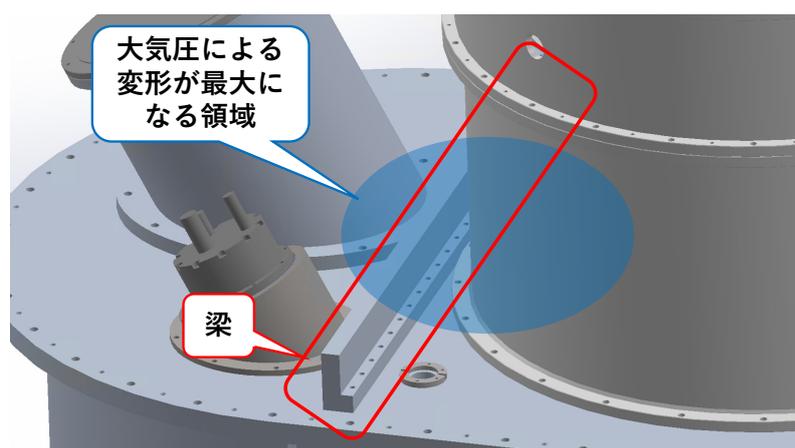


図 3.4: SAT-LF から新たに搭載された L 字状の梁。大気圧による歪みが最も大きい BE 側天面の中央に梁を渡すことで、トラス取り付け面の変形を低減する設計になっている。

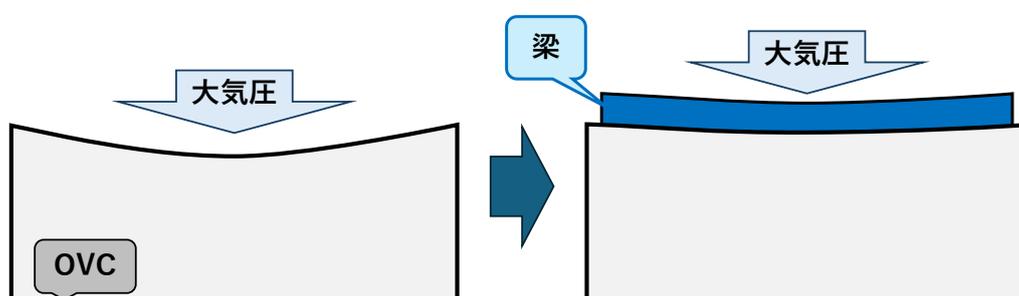


図 3.5: 追加した梁によって OVC の変形が抑制される様子の模式図。

OVC の補強の梁については、Back End の天面中央部の大気圧による変形量が最大となる領域 (図 3.4 中青で示した領域。既存の設計では大気圧で約 2 mm 歪む。) を支持するために、図 3.4 に示したような梁を追加した。この梁は Back End の外側にボルトによって強固に固定されている。図 3.5 のイメージのようにこの梁が大気圧を支

えることで、変形量を抑制する。後述する真空試験 (3.6 節) の際に、ストレートエッジ (長い直線の金属棒) を梁の方向に渡して中央部分の歪み量を測定し、既存の SAT での典型的な歪み量 (2 mm) に対して、歪み量を小さく ( $\leq 0.5$  mm) 抑えられていることを確認した。

シムプレートによる初期応力の低減のために、まずトラスリングおよびそれを取り付ける OVC、radiation shell の取り付け面の形状をレーザートラッカーによって測定する (3.3 節)。これに基づいて組み付けた際に発生する隙間量を見積もった上で (3.4 節)、隙間に対応した厚さのシムプレートを挿入してネジ締結時の初期歪みを低減する (3.5 節)。特に OVC および radiation shell の取り付け面は、切削後に溶接加工を行っているため平面に歪みが発生しやすく、これが工作制度の限界となる。この歪みをもたらす隙間の量を、測定値に基づいた厚さのシムプレートにより吸収して組み付け時の初期応力を最小化する。そして、その効果を確認するために真空試験を実施する (3.6 節)

### 3.3 トラスリング、OVC、radiation shell の組み付け面に対する形状測定

図 3.6 に示したレーザートラッカー (FARO Laser Tracker ION) を用いて OVC、radiation shell、トラスの形状測定を行った。この装置は、筐体上部の球形部分から発せられたレーザーを、測定用のミラーで反射させて筐体内に戻すことで、レーザーの照射方向、レーザーの光路長からミラー位置の 3 次元座標を測定する装置である。表 3.1 に、そのメーカー公称制度を示す。

図 3.7 および図 3.8 に示すように、レーザートラッカーと対象物が約 2 m になるようなセットアップでの測定を行った。測定は、トラスリングの固定用に円周上に配置された 24 箇所のネジ穴に測定用のミラーを置いて行われた。メーカーの公称精度 (表 3.1) に基づくと、本測定の精度は  $r$  方向で  $8.8 \mu\text{m}$ 、角度方向で  $15 \mu\text{m}$  と見積もられる。これをデカルト座標に焼き直すと、

$$\delta x = \sqrt{(8.8 \mu\text{m})^2 + (15 \mu\text{m})^2} \simeq 17 \mu\text{m}$$

となる。

表 3.1: FARO Laser Tracker ION のメーカー公称測定精度。

$r$ 方向 / 視線方向	$8 \mu\text{m} + 0.4 \mu\text{m}/\text{m}$
角度方向	$10 \mu\text{m} + 2.5 \mu\text{m}/\text{m}$



図 3.6: 測定に用いたレーザートラッカー (FARO Laser Tracker ION) 反射鏡の位置を追跡するレーザーが搭載されており、照射方向と光路長から反射鏡位置の座標を測定できる。

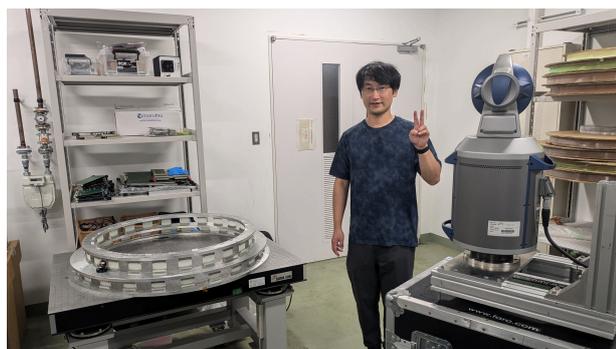


図 3.7: レーザートラッカーによるトラスの形状測定の様子。レーザートラッカーの性質上、光路長方向の測定精度が悪いので側方や上からの測定を行った。

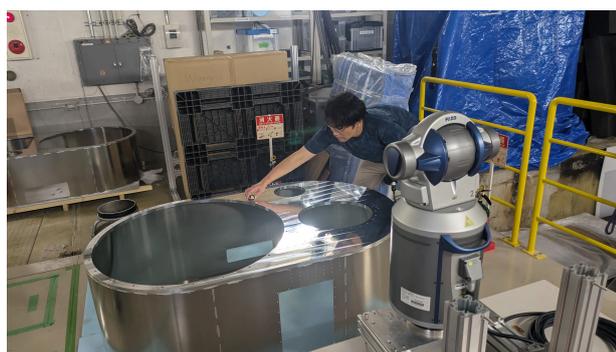


図 3.8: レーザートラッカーによる radiation shell の形状測定の様子。反射鏡に本体からのレーザーを反射させることでミラー位置の三次元座標を測定できる。

### OVC と 300 K トラスリングの測定結果

レーザートラッカーを用いて行った OVC と 300 K トラスリングの形状測定結果を図 3.9 に示す。図よりそれぞれの面が  $\pm 0.2$  mm 程度歪んでおり、OVC、300 K トラスリングともに  $\phi \sim 2,5-6$  の周辺で双方とも凸となっているため、最大で  $0.6 \sim 0.7$  mm 程度の隙間ができることが予想される。この状態のまま組み付けを行うと、ネジの締結に伴う初期応力が発生することを定量的に示すことができたため、シムプレートを挿入する必要がある。

### 各 Radiation shell と 40 K トラスリングおよび 4 K トラスリングの測定結果

図 3.10 に、40 K stage、4 K stage の radiation shell の形状測定結果を示す。歪み量は特に 4 K stage の radiation shell で大きく、最大で  $0.9$  mm もの差が発生している。

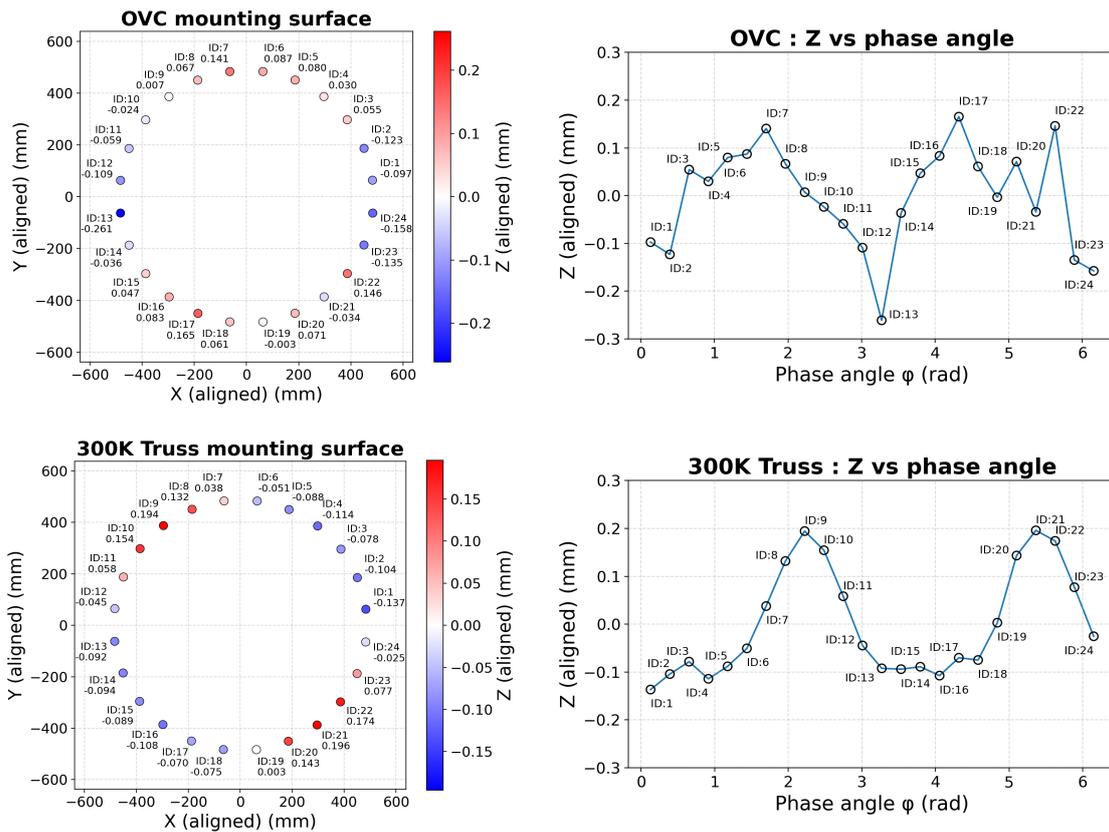


図 3.9: OVC 取り付け面 (上段) と 300 K トラスリング (下段) の形状測定結果。各面を平面フィットし、フィット平面が  $xy$  平面となる座標系に整列した ( $z(\text{aligned})$ )。左: 取り付け面上方から見た各点の配置と  $z$  (色は  $z(\text{aligned})$ )。右: 位相角  $\phi$  に対する  $z(\text{aligned})$  を位相順に接続。ID はネジ穴の対応を示す (ID が同じネジ穴同士が互いに組み付く)。

これは取り付け面がある面の部材が薄い (40 K stage の radiation shell では 19 mm、4 K stage の radiation shell では 10 mm) ため、製造時に溶接の影響を受け易く、変形したものと思われる。

40 K トラスリングと 4 K トラスリングの測定結果を図 3.11 および図 3.12 に示す。トラスの形状の都合上、4 K トラスリングに遮られて 40 K トラスリングの取り付け面が一度に測定できない問題があったため、片面の測定後、トラスを移動させてもう一方の面の測定を行い、解析により二方向からの測定結果を統合した。

具体的には、まず図 3.11 中の 40 K トラスリング上の ID:01~06 の点と、図 3.12 中の 4 K トラスリング上の ID:01~04 の点について、同一方向から測定を実施した。その後、トラス全体を  $180^\circ$  回転させ、反対側から残りの測定点を取得した。こうして得られた二方向の測定データを統合するために、まず 4 K トラスリングについて両方向からの測定点群を比較し、対応する点の位置が一致するように剛体変換 (並進および回転) を求めた。続いて、この変換量を 40 K トラスリングの測定データに適用し、

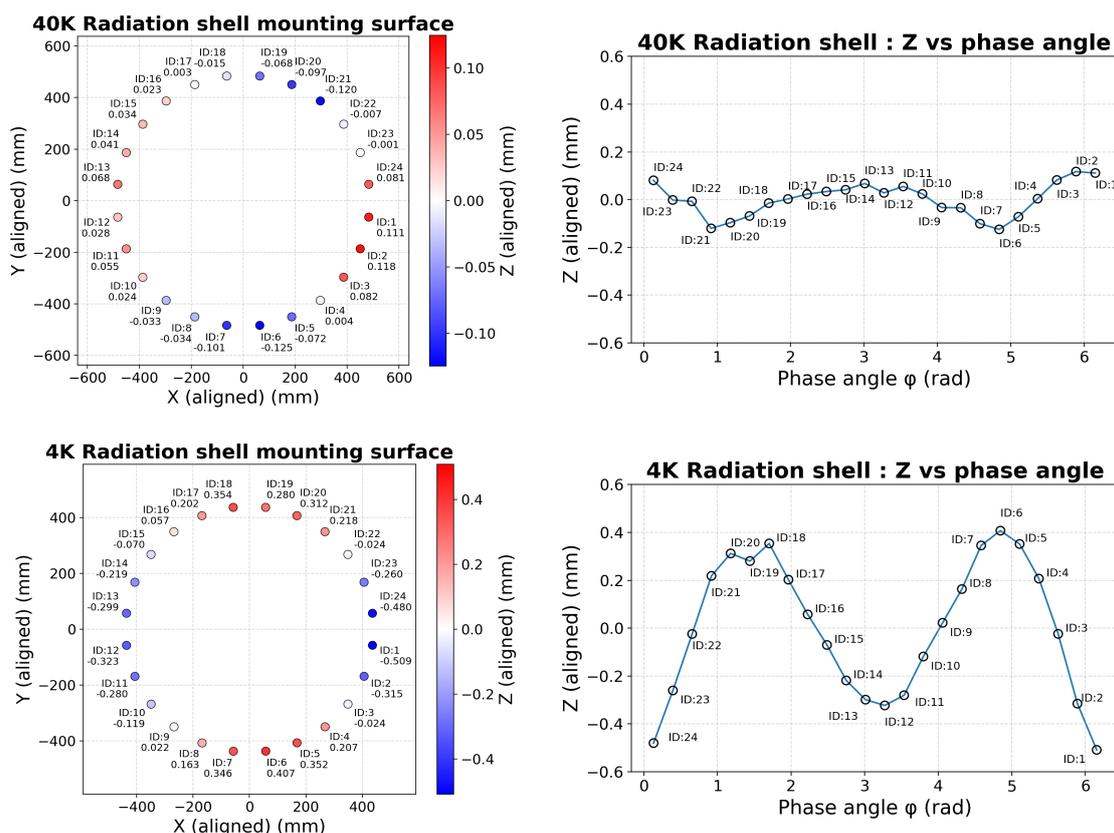


図 3.10: 40 K (上段) および 4 K (下段) radiation shell のトラス取り付け面の形状測定結果。図 3.9 と同様に、左に取り付け面上方から見た各点の配置を、

二方向から得られた測定結果を同一座標系に整合させた。これにより、全測定点を含む 40 K トラスリングの三次元形状を再構成することができた。

トラスリングの測定結果に関しては、測定点が少ないながらも基準面からの歪みが少なく、radiation shell の歪み量と比較しても十分小さい (最大でも約 0.1 mm 程度)。そこで、次節における隙間量の解析ではトラスリングのデータ点の数が少ないこと、radiation shell には大気圧による歪みの影響はないことを加味して、トラスリングは完全な平面だとし、radiation shell の歪みのみをシムプレートで吸収することとした。

### 3.4 測定結果に基づく隙間解析

3.3 節で得られた三次元形状の測定データを基に、組み付け時に各ネジ穴位置で生じる隙間量を解析した。各面が物理的に接触し得る相対位置を探索することで、残りの点に生じる隙間を求める。ここでの相対位置の調整には、並進に加えて回転も自由度として含め、トラスリングを剛体とみなして最適に位置合わせを行う。これは、二つの面の接触点が、回転によっても変化するためである。

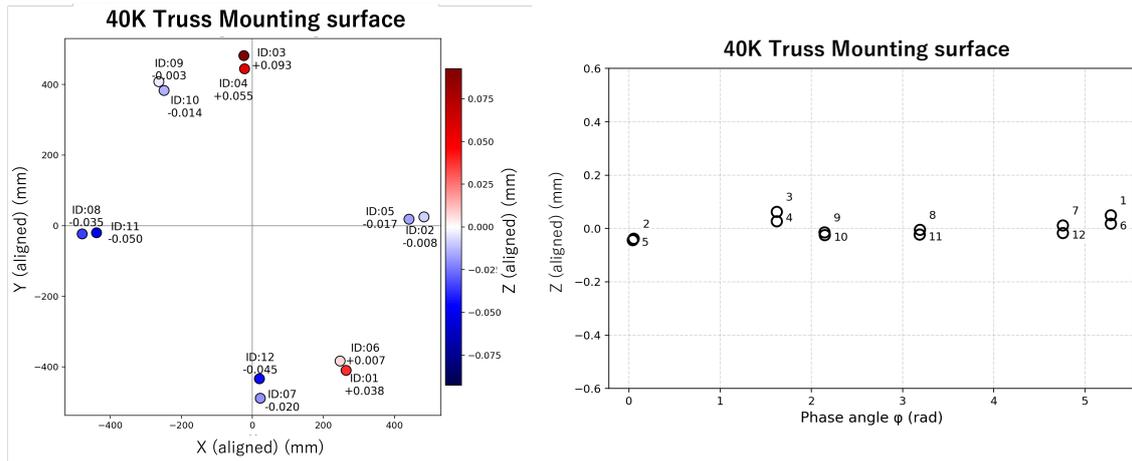


図 3.11: 40 K トラスリングの測定結果。二方向から測定した結果を図 3.12 の結果に基づいて統合した。

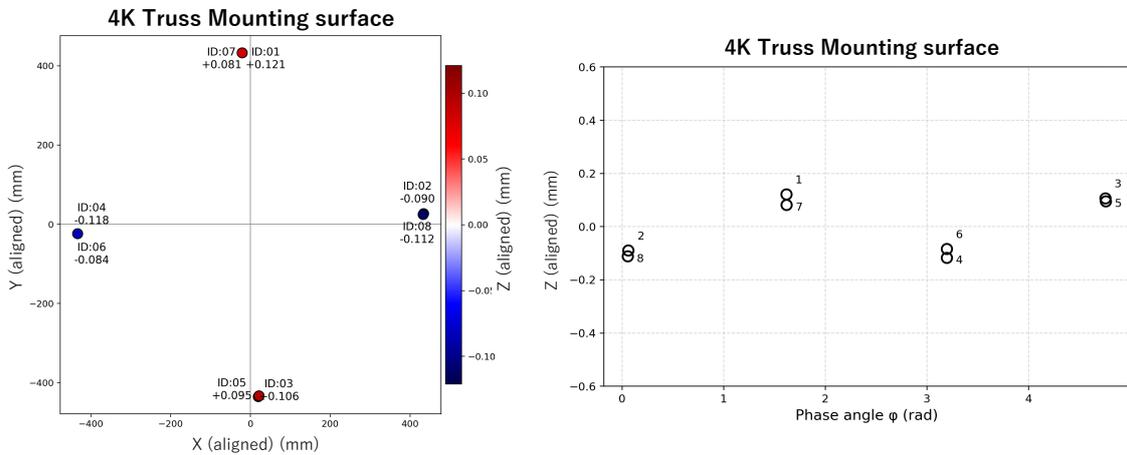


図 3.12: 4 K トラスリングの測定結果。二方向から測定した 4 点をそれぞれ一致するように移動させ、その移動量をもとに 40 K の測定結果を統合した。

図 3.13 に図解するように、まず 24 点のネジ穴位置から 3 点を選び出し、その 3 点が双方の取り付け面で同時に接触するように、トラスリング側の点群全体を剛体として並進および回転させる。この操作を  ${}_{24}C_3 = 2024$  通りすべての 3 点の組について実行する。位置合わせ後、残りの 21 点において物理的な干渉、すなわち 2 つの取り付け面に貫通が生じる場合は、その 3 点の組を不適切として棄却する。干渉が発生しなかった組については、残りの各点で生じるギャップ量を計算し、その最大値を評価する。そうして得られたすべての候補の中から、残りの点におけるギャップ量の最大値が最小となる 3 点の組を選択する。この 3 点は、実際の組み付け時に最初に接触し、トラスリングの姿勢を規定する支点として機能すると考えられる。最終的には、この 3 点を基準として評価したネジ穴位置の隙間量に基づき、シムプレートの厚さを決定

し製作を行う。

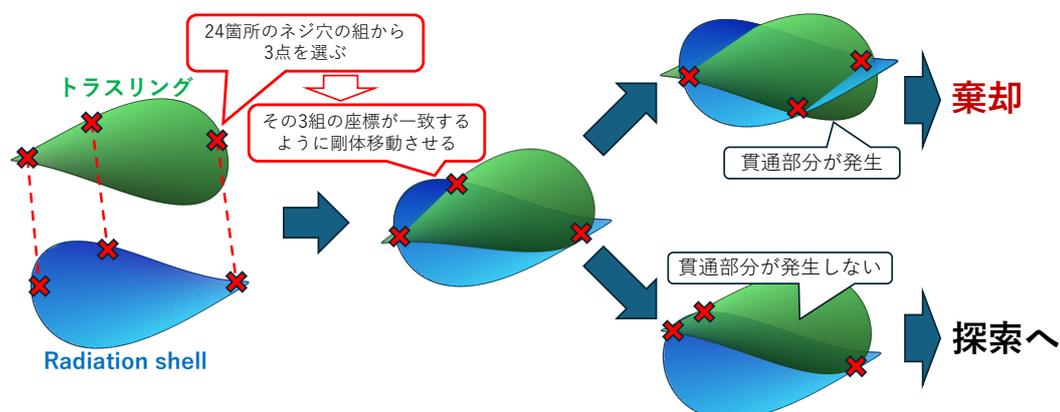


図 3.13: 隙間解析手法の概念図。それぞれ青、緑で描いた湾曲面が radiation shell、トラスリングの取り付け面形状を表している。円周上に位置するネジ穴の組み、24 組の中から 3 組を選び出し、その 3 組の座標が一致するように並進、回転を伴う剛体移動を行う。その後残りの 21 組のネジ穴の部分で取り付け面同士の貫通が起きていないかを検証し、貫通していないもののみを更なる探索に残す。最終的には残った 3 組の組み合わせの中から、残り 21 組のネジ穴位置で発生する隙間の最大値が最も小さくなる 3 組を選び、シムプレートの厚さを決める際の指標とした。

以上の手法によってトラスリング取り付け面での隙間量の解析を行った結果が図 3.14 である。それぞれの点での隙間量を点の横に mm 単位で記載しており、点の縁取り色が赤になっている 3 点が設置した際に接触する 3 点を表している。

これらの結果に基づき、必要なシムプレートの厚みを決定した。表 3.2 に 300 K に使用するシムプレートの厚みを示す。<sup>\*1</sup>シムプレートは、用意していた金属板の厚さの最小単位が 0.05 mm であったため、0.05 mm 刻みで厚みの設定を行った。決定したシムプレートの厚みに対して、残った取り付け面の位置精度を Diff 欄に示した。加えて、300 K stage、40 K stage、4 K stage それぞれで、シムプレートを搭載した後の残る隙間量を図 3.15 に示した。縦軸は図 3.14 の右列と統一しており、組み付け面に発生する隙間を 25  $\mu\text{m}$  未満に抑えられることが分かる。レーザートラッカーの測定精度と合わせても、50  $\mu\text{m}$  未満の精度で組み付けできる。これによって、クライオスタット内外の圧力差に起因する変形による追加応力を抑制し、トラスタブ破損を防止できる。

<sup>\*1</sup> 40 K stage/4 K stage の結果については、付録 F にて示す。

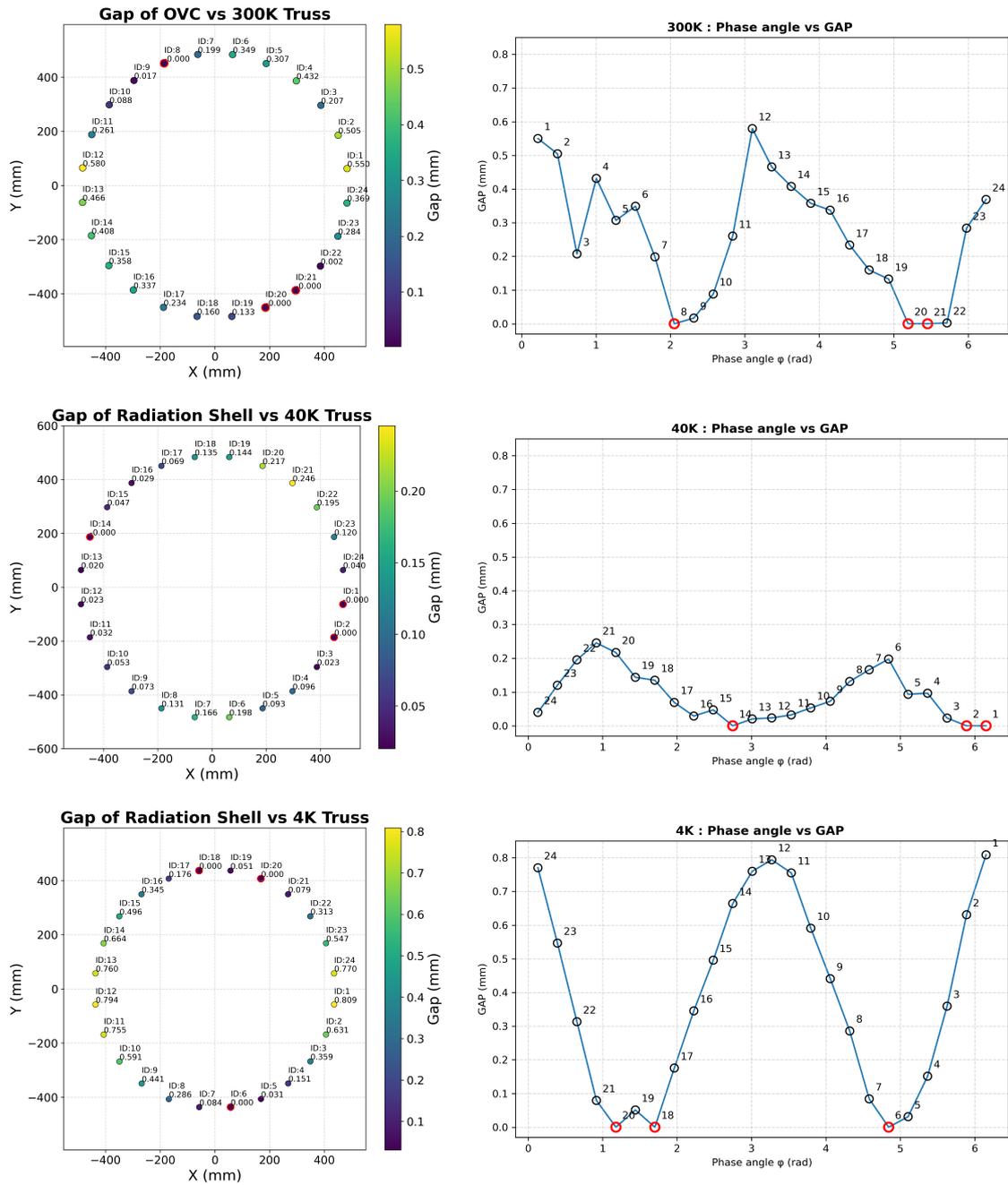


図 3.14: 上段から、OVC と 300 K トラスリング、40 K の radiation shell とリング、4 K の shell とリングを組み付けた際にできるそれぞれの隙間量の解析結果を示している。各点の ID は図 3.9 から図 3.12 に基づく。左：ネジ穴配置に対応して隙間量を描いた図。各点位対して隙間量を mm 単位で記載した。右：原点中心の位相を横軸にして隙間量をプロットした図。ともに赤く縁取りした 3 点が接触点である。

表 3.2: 300 K トラスリングに取り付けるシムプレートの厚さ一覧。

ID	Gap (mm)	Shim (mm)	Diff (mm)
1	0.550	0.55	0.000
2	0.505	0.50	0.005
3	0.207	0.20	0.007
4	0.432	0.45	-0.018
5	0.307	0.30	0.007
6	0.349	0.35	-0.001
7	0.199	0.20	-0.001
8	0.000	0.00	0.000
9	0.017	0.00	0.017
10	0.088	0.10	-0.012
11	0.261	0.25	0.011
12	0.580	0.60	-0.020
13	0.466	0.45	0.016
14	0.408	0.40	0.008
15	0.358	0.35	0.008
16	0.337	0.35	-0.013
17	0.234	0.25	-0.016
18	0.160	0.15	0.010
19	0.133	0.15	-0.017
20	0.000	0.00	0.000
21	0.000	0.00	0.000
22	0.002	0.00	0.002
23	0.284	0.30	-0.016
24	0.369	0.35	0.019

※ 接触点の ID を赤字で示した。

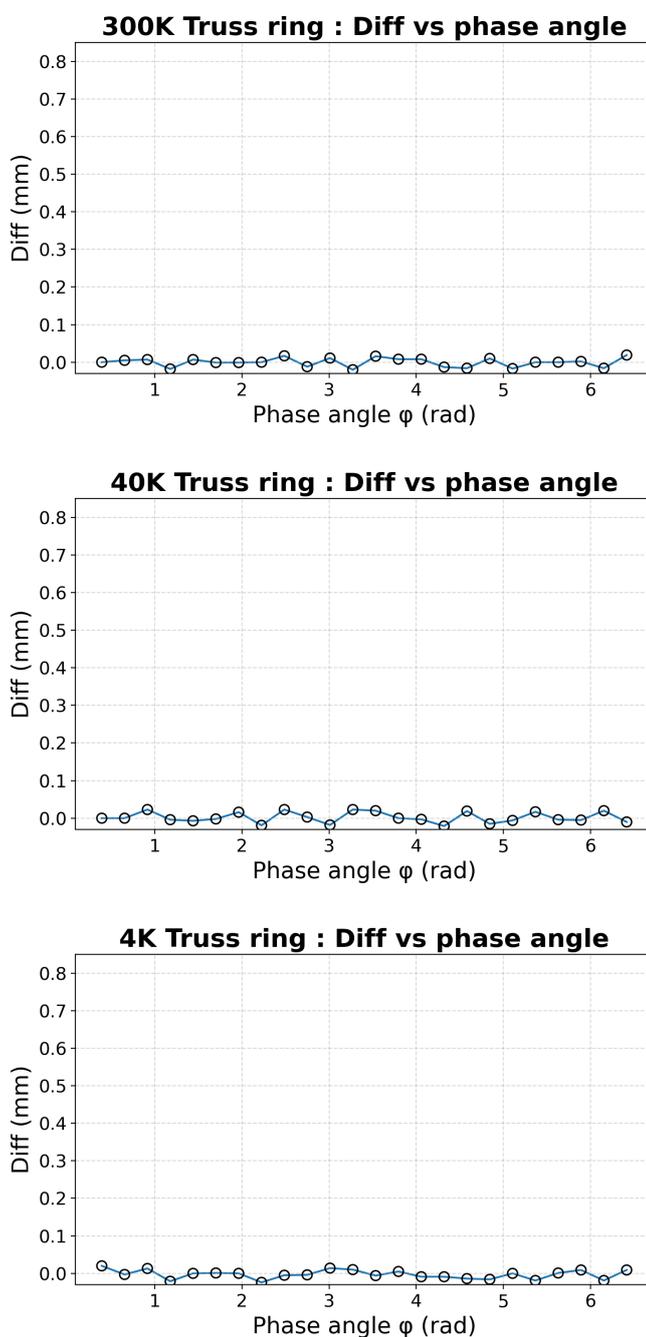


図 3.15: シム搭載後の取り付け面間の残差。縦軸のスケールは図 3.14 の右図と統一している。上段から、300 K stage/40 K stage/4 K stage に残る残差である。

### 3.5 シムプレートの作製とクライオスタットへの組み付け

3.4節の結果に基づき、市販のシムプレート材をカットし、必要な厚さになるようにする。用いたのは、0.05 mm, 0.1 mm, 0.2 mm, 0.3 mm のシムプレート用ステンレス板である。金属用ハサミを用いて、各ネジ穴の位置にとりつく形状にシムプレートをカットし、複数枚を組み合わせて厚さを調整した。



図 3.16: 300 K トラス用のシムプレート。ネジ穴が二列に並んでいるため、H 字状にカットした。



図 3.17: 40 K および 4 K トラス用のシムプレート。

図 3.16 および図 3.17 のシムプレートを、カプトンテープを用いてそれぞれのトラスリングに貼り付けた。この時カプトンテープの厚さ (厚さ 0.05 mm) も加算されるため、シムプレートを入れないネジ穴の部分にもカプトンテープを貼付することで、全体の取り付け高さをカプトンテープの厚み分だけオフセットした。シムプレートを搭載した様子を図 3.18 に示す。

### 3.6 トラスのみを搭載しての真空試験

図 3.19 のように、OVC にトラスのみを搭載した状態で真空試験を行い、大気圧による歪みでトラスタブが破壊されないことを確認する。約 1 Pa までの真空引きを行い、再度大気圧に戻し、取り付けていたトラスタブの状態を確認した。真空試験後のトラスタブの様子を図 3.21 に示す。トラスリング、トラスタブ共に損傷、歪みは認められなかった。

加えて、この試験後に 6 章で述べる冷却試験も行ったが、トラスへの影響は認められなかった。これはトラスに radiation shell も組み付けた状態での真空・冷却試験で

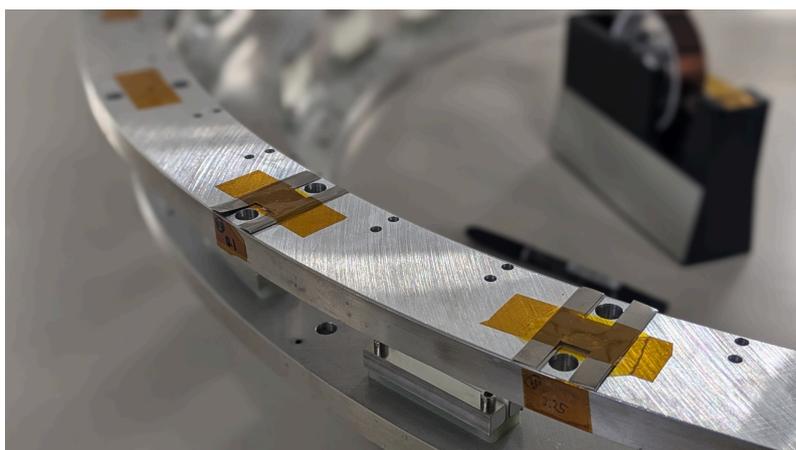


図 3.18: 300 K トラスリングにシムプレートを貼り付けた様子



図 3.19: OVC にトラスのみを搭載した様子。この状態で radiation shell は搭載せず、OVC を閉じて真空試験を行った。



図 3.20: トラスのみの真空試験の様子。画像右の黒い筐体が真空ポンプである。

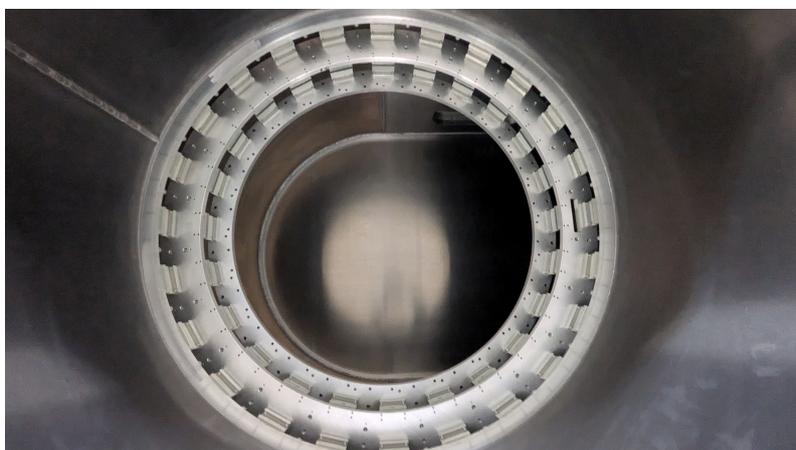


図 3.21: 真空試験後のトラスの様子。大気圧による歪みの影響を受けても、トラスタブへの影響は認められなかった。

あり、トラスへその荷重がかかる。そのためトラスにはさらなる負荷がかかることが懸念されるが、その下でも問題が発生しないことが確認できた。

以上の真空試験および冷却試験の結果から、SAT-LF で導入した OVC を補強する梁とシムプレートは、真空差圧および熱サイクルに伴う変形による応力を抑制し、トラスの破損を防げていると解釈できる。したがって、本構造は運用時に想定される radiation shell の荷重に対しても十分な健全性を有し、過去に発生した破損事例の再発防止に資する対応であることが示された。

## 第4章

# ヒートリンクの設計・製作

クライオスタットは大きさ 1.8m×1.6m×1.3m、総重量 1.5t の巨大な構造物である。それをたった一台のパルス管冷凍機 (PTC) を用いて 40 K stage および 4 K stage を冷却しなければならない。また、検出器の読出口 (Universal Readout Harness : URH) や開口部に位置する IR フィルターなどが吸収する熱、トラス支持部など、複数の熱流入源が存在する。そのため、これらの入熱源からの熱を PTC へと効率的に輸送する熱経路 (ヒートリンク) が必要不可欠である。本章では、入熱源と温度要求の整理、ヒートリンクの構成、異種金属の熱収縮差に起因する熱応力評価、熱応力を緩和するためのスライド機構について述べる。

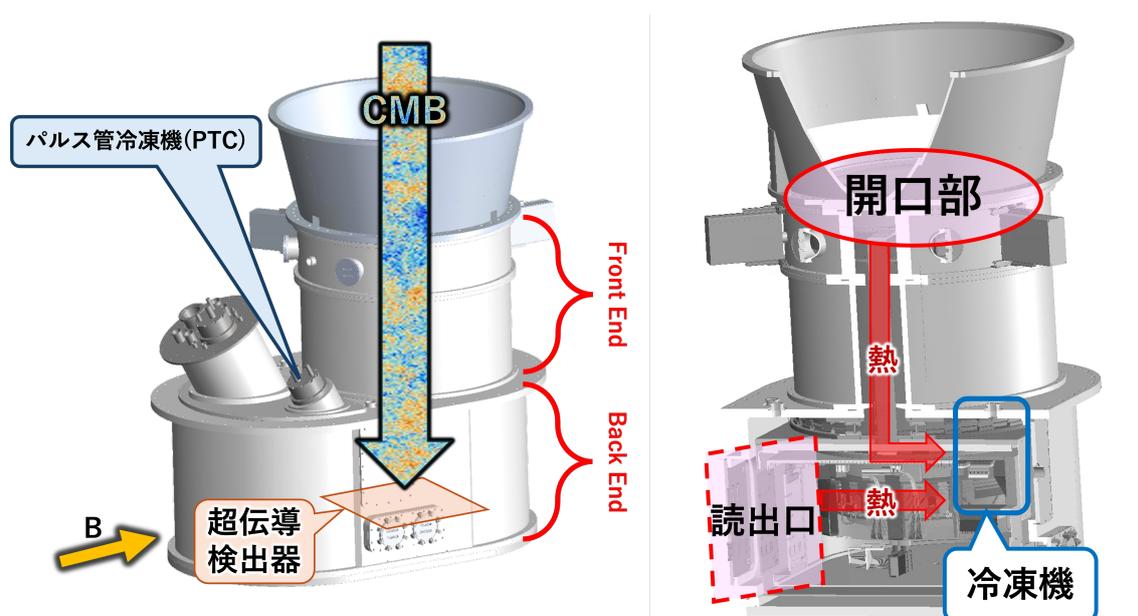


図 4.1: 2つの入熱源と冷凍機の位置関係の概観図。(左) 図 2.7 から情報を抜き出して再掲。(右) クライオスタットの断面図。断面は図 2.7 中の B の矢印の向きから見たもの。40 K stage と 4 K stage は PTC によってのみ冷却されるので PTC の配置のみを「冷凍機」として示した。

## 4.1 Radiation shell の強度と冷却性能を両立する工夫

金属の熱伝導度は、格子振動による熱伝導と電子による熱伝導の二つによって決まっている。金属を 4K という極低温まで冷却した際の熱伝導を考えると、格子振動の寄与はほとんど失われ、熱伝導は主に電子による熱伝導が支配的になる [28]。Wiedemann-Franz 則により、電子による熱伝導度  $\kappa_e$  は低温になるほど小さくなり、電気伝導度  $\sigma$  と絶対温度  $T$  の積に比例する。

$$\kappa_e \propto \sigma T \quad (4.1)$$

電気伝導度  $\sigma$  は抵抗率  $\rho$  に反比例するため、極低温における残留抵抗率  $\rho_0$  が熱伝導度を定める重要なパラメータとなる。Matthiessen の法則に基づくと、極低温における  $\rho_0$  は温度依存しない成分であり、不純物 (impurity)、合金元素 (alloy) および結晶欠陥 (defect) による散乱成分の和として表される。

$$\rho_0 = \rho_{\text{impurity}} + \rho_{\text{alloy}} + \rho_{\text{defect}}$$

つまり、極低温の環境で高い熱伝導を実現するためには、電気抵抗率の小さい銅やアルミニウムなどで、不純物が少なく、合金ではない単体金属で、結晶欠陥の少ない (結晶構造が安定している) 金属を用いることが重要になる。

低温での熱伝導特性を NIST Cryogenics Material Properties [29] に基づいて比較すると、4K における熱伝導度は商用の純アルミニウム A1100 で 54.1 W/(mK)、A6061 で 5.35 W/(mK) と報告されており、A1100 が A6061 に比べて約 1 桁高い熱伝導度を示す。(NIST のデータには本研究で用いる純アルミ A1050 の低温特性が記載されていないため、商用の純アルミニウムの代表として A1100 を参照した) なお、A1050 は A1100 より高い純度を有するため、低温においては一般に A1100 よりも高い熱伝導度を示すと考えられる。

一方で、「高純度の金属は、合金に比べて機械的強度に劣る」というトレードオフが存在する。例えば JIS H 4000 [30] に基づいて、商用の純アルミニウムである A1050 と合金である A6061 の耐力を比較すると、A1050 (O 材) (耐力 20 MPa 以上) と A6061 (T6 材) (耐力 245 MPa 以上) には、10 倍以上もの差がある。

つまり、radiation shell に求められる「低温での高い熱伝導性」と「構造部材としての機械的強度」は相反する特性であり、材料選定においてはこれらのバランスを考慮する必要がある (表 4.1)。

既存の SAT では、後述する主な入熱源の一つである開口部側 (Front End: FE 側) の構造強度の要求が比較的緩く、そこに配置する radiation shell (以後単に FE radiation shell と呼ぶ。同様に Back End 側のものは BE radiation shell と呼ぶ) の

表 4.1: 商用の純アルミ A1050 と商用アルミ合金 A6061 の耐久性と熱伝導率の比較。

	A1050*	A6061
耐力 (MPa)	≥20	≥245
熱伝導率 (W/(mK))	54.1*	5.35

\* A1050 の熱伝導率は A1100 と同等と仮定した。

部分には熱伝導性能の良い商用純アルミニウム A1050 が採用されていた。これに対し SAT-LF では、前述の通り FE radiation shell の上部に設置される HWP の重量が約 3 倍になる。そのため、開口部側においても十分な耐力と寸法安定性を確保する必要がある。そこで SAT-LF では、FE radiation shell 部を A6061 で製作することにした。結果として、FE の低温における熱伝導性能は低下した。

このような場合、radiation shell を高強度な材料で構成する一方で、低温において高い熱伝導度を有する材料を用いた熱輸送経路を別途確保することが有効である。この熱の輸送経路をヒートリンクと呼ぶ。この工夫により、radiation shell 全体の機械的強度を維持しながら、冷凍機から離れた位置も効率的に冷却できる。

## 4.2 ヒートリンクの概要

クライオスタット内部の各入熱源から冷凍機への熱を輸送するためには、熱伝導経路における温度差を小さく抑えることが重要になる。図 4.2 のような定常状態では、熱流量  $q$  と温度差  $\Delta T$  の関係は、

$$\Delta T = \frac{L}{\lambda A} q \quad (4.2)$$

と表される ( $\lambda$ : 熱伝導率、 $A$ : 断面積、 $L$ : 距離、 $\Delta T \equiv T_{\text{hot}} - T_{\text{cold}}$ : 温度差)。これは、同一素材でできている radiation shell などでは、冷凍機から距離が遠いほど温度差が大きくなり、温度が高くなることを表している。そして、主な入熱源は冷凍機から最も遠く離れた部分である。

そう言った冷凍機から離れた場所の温度を下げ、低温に維持することを考えると、熱伝導率が高い物質を用いて、それを大きな断面積の部材として設置する必要がある。本研究では、低温化においても高い熱伝導率を持つ無酸素銅 (C1020) や、99.9998% (5N8) の高純度アルミを用いたヒートリンクを開発して入熱源と PTC を熱的に接触させ、PTC から離れた部分の冷却を行う。

■SAT のヒートリンクの構成 ヒートリンクは、4.3.1 節にて後述する主な二つの入熱源、「読出口」と「開口部」を冷却するために、以下の 3 つの部材から構成される。

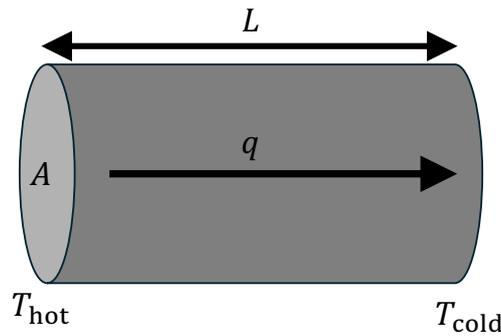


図 4.2: 熱伝導経路の模式図 (断面積  $A$ , 距離  $L$ , 熱流量  $q$ )。

- 銅ストラップ
- バスバー
- アルミストラップ

これらの部材の配置を図 4.3 に概念的に示す。読出口、開口部への入熱は、アルミストラップ、バスバーを通じて冷凍機の近くまで輸送され、銅ストラップを介して冷凍機から排熱される。バスバー、アルミストラップ、銅ストラップの写真を図 4.4 に示す。

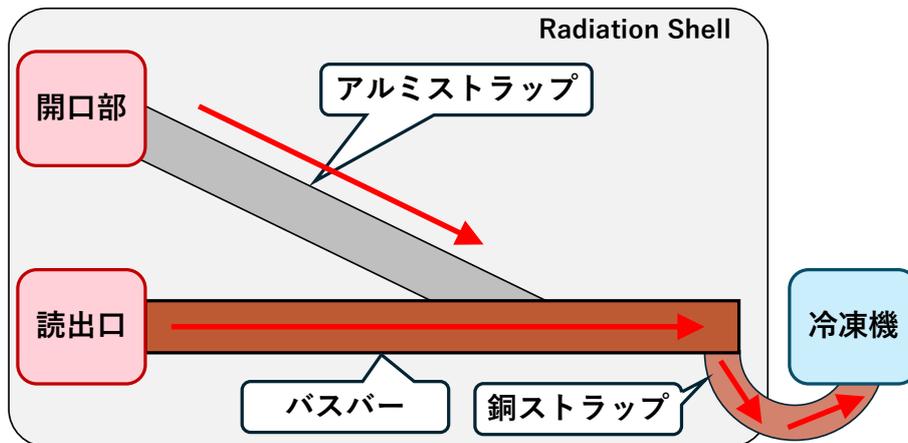


図 4.3: SAT のヒートリンクの構成の概念図

アルミストラップは 5N8 純アルミ板を使用したヒートストラップである。主に開口部からの入熱をバスバーまで輸送する役割を持ち、長さは約 800 mm になる。Radiation shell 間の狭い隙間に配置し、設置後に折り曲げて固定する必要があるため、加工性と熱伝導を両立する純アルミが素材として配置されている。

バスバーは無酸素銅でできた太い棒であり、長さは約 1.000 mm である。大電流を流すための銅部材にちなんでバスバーと呼ばれている。クライオスタットへのほぼ全ての入熱を冷凍機の近くまで輸送する役割を持つ。アルミストラップはバスバーの中間付近に合流する構成になっている。

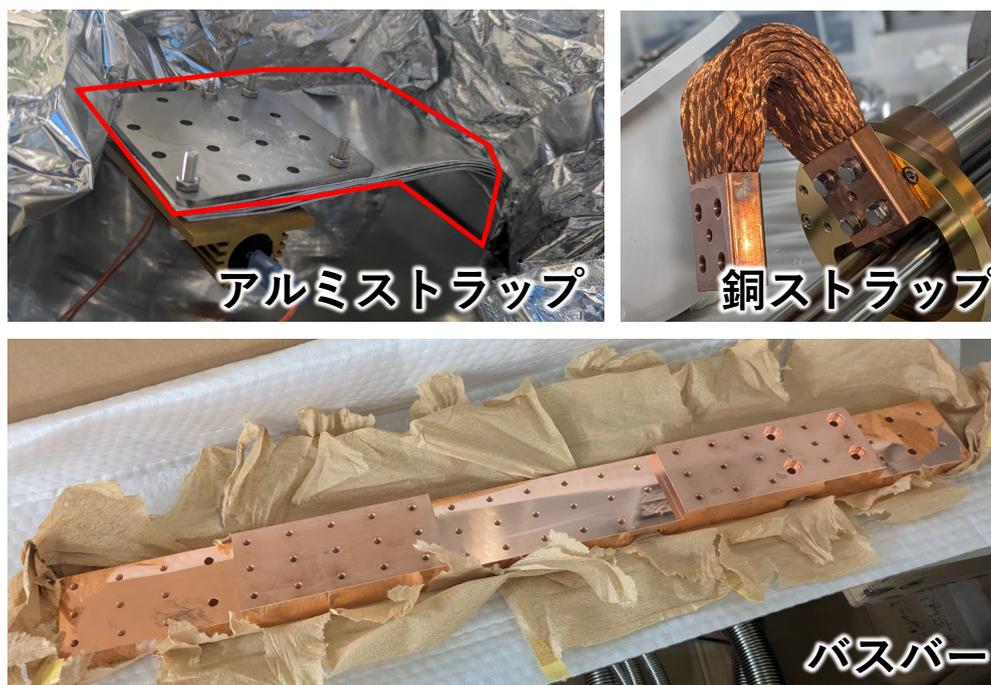


図 4.4: アルミストラップ、バスバー、銅ストラップの概観。画像は全て 40 K stage に使用するもの。

銅ストラップは 50 mm から 100 mm ほどの網線状の可撓銅線を用いたヒートリンクであり、各温度 stage と冷凍機を繋ぐ役割を担っている。バスバーによって輸送されてきた入熱を冷凍機に伝え、排熱を行う。PTC からの振動が内部に伝わらないよう、可撓性のある素材が使用されている。

これらのヒートリンクは、アルミ A6061 で作られた radiation shell 上に取り付けられる。ここで radiation shell と異種の金属を使用した高熱伝導ヒートリンク (今回の場合はバスバー) には、熱収縮差に起因する拘束応力が生じる。この新たな課題を解決するために、本研究では“スライド機構”と導入した。これについては、本章後半で詳しく議論する。

## 4.3 要求される冷却性能の分析

### 4.3.1 入熱モデル

40 K stage / 4 K stage への入熱源は複数存在するが、本研究では支配的な寄与を、以下の 3 つに分類して扱う。

- 読出口 焦点面にある検出器の読み出し配線を介した入熱およびアンプによる発熱
- 開口部 Front End (FE) 部における IR フィルターの吸収・HWP の駆動に伴う

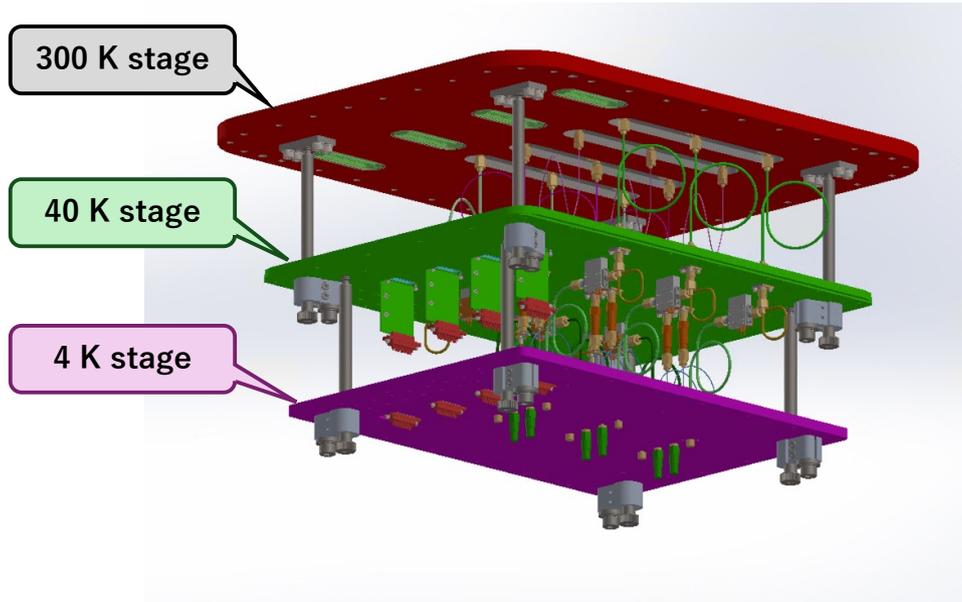


図 4.5: URH の概観 CAD 図。上から 300 K stage、40 K stage、4 K stage に取り付けられ、段階的に常温部まで昇温されながら検出器の読み出しを行う。40 K stage に初段アンプが位置しているその冷却が必要なことに加え、それより手前の 4 K stage での熱雑音を減らすことが特に重要になる。

#### 入熱

その他 300 K stage から 40 K stage、40 K stage から 4 K stage への熱放射および支持構造 (トラス) を介した入熱

以下、それぞれの入熱源の機構と低温ステージへの影響を整理する。

■**読出口からの入熱** 検出器の読み出し口には、Universal Readout Harness : URH が搭載され、100 mK stage に位置する検出器の読み出し信号をクライオスタット外部に伝える。4 K stage から 300 K stage まで繋がるケーブル経路を持つため、熱伝導によって 40 K stage、4 K stage への入熱を与える (図 4.5)。さらに 40 K stage には初段アンプが搭載されており、これは発熱源となる。一方で URH の温度が高くなると検出器読み出しにノイズが増大するため、低温に保つ必要がある。

■**開口部への入熱** 開口部である Front End 側上部には、外部から入射する赤外線を受取る IR フィルターや、HWP が搭載される。IR フィルターは入射する赤外線成分を受取り、検出器への入熱を抑える役割を持っているため、受取った赤外線の分の入熱が 40 K stage と 4 K stage に与えられる。また、40 K stage の FE に搭載される HWP は回転機構を有しており、その制御のためのケーブルなどからの熱伝導、モーター駆動に伴う発熱などが発生する。

表 4.2: N. Galitzki [31] および internal note に基づいて見積もった、各所の入熱量。

	40 K stage	4 K stage
読出口	1.8 W	$1.3 \times 10^{-1}$ W
開口部	6.2 W	$1.0 \times 10^{-1}$ W
その他 (Radiation & トラス)	11.2 W	$1.8 \times 10^{-1}$ W

■放射入熱および支持構造 (トラス) の伝導入熱 SAT クライオスタットは表面積が大きく、MLI を用いても各 stage の壁面間の熱放射の寄与は大きい。さらに radiation shell はトラスによって支持されており、低熱伝導素材である G10 を用いても、大きな温度差と強度確保のために必要な断面積により、支持部を介した伝導入熱が発生する。したがって放射+支持構造由来の入熱は、特に 40 K stage に対して系統的なベース負荷として寄与する。

先行研究、N. Galitzki [31] に示された SAT の熱モデルと、それを補足する internal note に基づき、Radiation & Truss、読出口、開口部 それぞれの入熱量を整理した結果を表 4.2 に示す。これらの熱源、および冷凍機の SAT クライオスタット状での配置は図 4.1 の通りである。

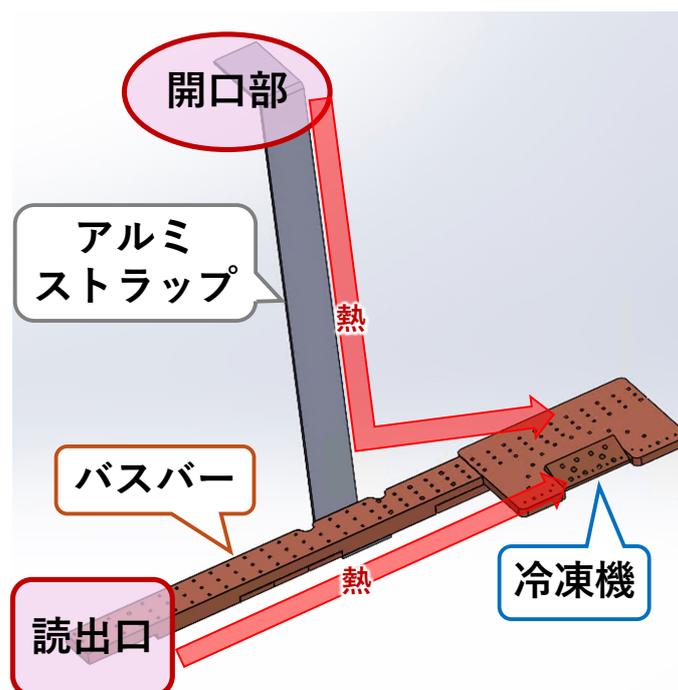


図 4.6: 搭載したヒートリンクの概観図。アルミストラップ、バスバーによって、2つの入熱源への入熱を冷凍機まで導く。

### 4.3.2 到達温度に対する要求・目標設定

それぞれの入熱源には、それぞれの場所に配置されている装置などに対応した、温度の要求値がある (表 4.3)。

40 K stage の開口部に搭載されている HWP は、回転機構に YBCO 超伝導体を用いたベアリングを使用しており、70 K 以下を維持する必要がある。また読出口に関しては、検出器の読み出し信号の増幅を行うアンプが 40 K stage に位置しているため、アンプの発熱に対する冷却が求められる。さらに検出器からの信号がアンプに入るまでの熱ノイズを抑制するため、4 K stage の読出口にも温度要求が設定されている。

これら温度要求値と、現在稼働中の SAT の各部の典型的な温度をともに満たすように、最終的に設定した温度要求値と目標値をまとめたものが表 4.3 である。なお、SAT-LF で使用される PTC (Bluefors PT415) は既存の SAT で使用されている PTC (Bluefors PT420) と異なり、省エネルギーな反面、冷却性能がやや劣るため、要求温度を満たす範囲で目標温度を設定した。また、4 K stage の開口部に関しては明確な温度要求値が設定されていないため、目標値を設定するのみにとどめた。

表 4.3: 温度要求値と目標値。

	要求	目標	(既存 SAT の実績)
40 K stage			
読出口	$\leq 50$ K	50 K	(43 K)
開口部	$\leq 70$ K	55 K	(50 K)
4 K stage			
読出口	$\leq 4.0$ K	4.0 K	(4.0 K)
開口部	-	5.0 K	(4.0 K)

## 4.4 新たな課題: アルミニウムと銅の熱収縮率差による熱応力

本研究で提案するヒートリンクの開発において、問題となるのが金属材料の違いによる熱収縮量の差に起因する熱応力である。Corruccini (1961) [32] によると、293 K における長さを基準とした 40 K での線収縮量のバスバーの材料である銅と、radiation shell の材料であるアルミニウムで 20% 以上も異なる。図 4.1 に示したように、PTC と URH の距離は約 1 m であるため、それぞれの自由収縮量は銅で約 3.2 mm、アル

ミニウムで約 4.1 mm となり、アルミニウムの方が約 0.9 mm 大きく収縮する。

ここで radiation shell はバスバーと比較して十分に大きく、shell の変形は主に自身の熱収縮のみで決まると仮定する。このとき、バスバーが radiation shell に完全に固定されている場合には、アルミニウムの過剰な収縮分にバスバーが追従し、拘束ひずみとして付加されると考えられる。このときバスバーに生じる軸方向のひずみ  $\epsilon_{\text{busbar}}$  は

$$\epsilon_{\text{busbar}} = \frac{0.9}{1000} = 9 \times 10^{-4} \quad (4.3)$$

と見積もられる。

焼き鈍しされた無酸素銅 C1020 のヤング率は  $E_{\text{C1020}} \approx 110 \text{ GPa}$  であることが知られている (例：ASM Handbook)。したがって、バスバーに発生する熱応力  $\sigma_{\text{busbar}}$  は最大、

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{busbar}} &= E_{\text{C1020}} \epsilon_{\text{busbar}} \\ &= (110 \times 10^9 \text{ Pa}) \times (9 \times 10^{-3}) \\ &\approx 100 \text{ MPa} \end{aligned} \quad (4.4)$$

と評価される。

一方、焼き鈍しされた無酸素銅 C1020 の室温における 0.2% 耐力はおおよそ 25 MPa であることが報告されている (例：ASM Handbook)。また、銅は低温において強度が増加することが知られており、傾向として 4 K 付近では耐力が室温の約 2 ~ 4 倍に達する [33]。このことから、4 K における無酸素銅 C1020 の 0.2% 耐力は 50~100 MPa 程度と推定される。

以上より、radiation shell にバスバーを完全に固定した状態で 4 K まで冷却した場合、アルミニウムの熱収縮に起因する熱応力はバスバーの耐力と同程度、あるいはそれを超える可能性がある。その結果、冷却過程においてバスバーに塑性変形が生じ、残留ひずみが発生する可能性がある。

特に、バスバーの全長約 1000 mm に対して 0.9 mm に達する熱収縮差は、一般的なネジ固定用スルーホール加工の加工誤差やクリアランスと比較しても無視できない変位量である (例えば、ISO 規格の M3 ネジに対し、約 1/3 本分も穴の中心位置がズレることに対応する。)。したがって、バスバーを剛に固定した場合には、冷却過程において大きな熱応力が発生し、塑性変形や残留ひずみを引き起こす可能性が高い。

## 4.5 課題の解決法：バスバーへのスライド機構の導入

前節の問題点を解決するため、SAT-LF に搭載するバスバーには「スライド機構」を新たに導入する。これは、バスバーの一端のみを radiation shell にネジ固定し、も

う一端をスライド可能な形にすることで熱収縮差を吸収する仕組みである。本節では、他の方式との比較・検討と、採用したスライド機構の仕組みについて述べる。

#### 4.5.1 熱収縮を吸収する構造の検討

熱応力を吸収する仕組みを決める過程で、以下の3つの方式を検討した。

- バネ機構
- スルーホール長穴化
- スライド機構 (以下の議論に基づき、本研究ではこれを採用する)

それぞれ、熱収縮差を吸収するための機構として、(i) 熱輸送性能 (断面積低下の回避)、(ii) 振動環境下での摩擦発熱・微小すべりの回避、(iii) 真空・低温環境での実装可能性 (潤滑、信頼性) の観点からこれら3方式を比較した。

まずはバネ機構に関して考える。バスバー中間に部分的にバネ状の構造を作り、その部分の弾性を利用して熱応力を取り除くことが狙いである。このバスバーの両端のみを radiation shell に固定すれば、アルミニウムの追加収縮分を吸収することが可能である。図 4.7 にバネ状構造の概念図を示す。バネ機構が十分に働くためには部分

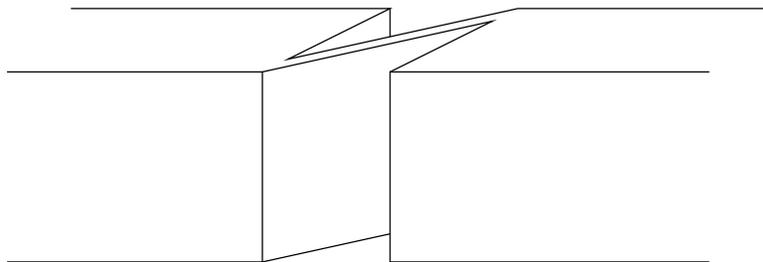


図 4.7: 今回検討したバスバーのバネ機構の概念図

的に板厚を薄くして十分な弾性を確保する必要がある。これは、部分的にバスバーの断面積が大きく損なわれることを意味し、これがこの方式の最大の欠点となる。断面積が小さい部分が生まれると熱抵抗が大きい部分が生まれ、この部分の熱抵抗がバスバー全体の熱抵抗の大部分を占めることになってしまう。このことはバスバーの主目的である冷却、つまり断面積を十分確保することに反する。そのためバネ機構は不適當であると判断した。

次に、ネジを通すスルーホール長穴化について考える。この方式は、固定用のスルーホールをバスバー長手方向に長穴化することで、ネジによる固定に冗長性を持たせ、熱収縮差を吸収することを狙った方式である。加工の際に長穴化するのみであるので、最も容易に熱収縮差を吸収することが可能である。ただし、ネジを締結した状態での長穴方向への移動を実現するためには締結トルクを緩める必要がある。しかしながら、それは外部からの振動などによって微小な滑りが発生し得ることを意味する。

特に SAT の観測スキャン時に、構造体全体に振動が生じることは避けられない。つまり、クライオスタットは微小滑りが発生しやすい環境で運用される。継続した微小滑りの発生はクライオスタット内部の新たな熱源となるため、この方式も不適當であると結論づけた。

最後に、スライド機構について検討する。これはスルーホール長穴化の手法を発展させた手法であり、バスバーの一端のみを radiation shell に完全固定し、もう一端をレール状のジグに沿わせて長手方向にスライド可能とすることで、熱収縮差を吸収する方式である。長穴固定で懸念される微小な相対滑りや振動を生じることなく、冷却過程における熱応力を逃がすことが可能である。

一方で、本方式は真空、低温環境下での運用を前提とするため、スライド部の潤滑に利用できる潤滑剤に限られること、スライド端が radiation shell に直接固定されていないために shell への熱伝導が期待できないなどの課題がある。潤滑剤に関しては、4.5.2 節にて詳しく言及する (二硫化モリブデン  $\text{MoS}_2$  という固体潤滑剤を用いることで解決可能である)。また radiation shell への熱伝導に対しては、バスバーの主目的が読出口の冷却であること、読出口自体が radiation shell に固定されていて間接的に冷却が可能であることなどにより、大きな問題点にはならないと判断した。

以上より、熱応力の対策としてバスバーにスライド機構を採用した。

## 4.5.2 スライド機構の設計と製作

スライド機構をバスバーに導入し、熱応力の対策を行う。図 4.8 のように、バスバーの一方は radiation shell に固定し、もう一方の端はスライドのためのジグによって、バスバー長手方向にスライドできるようにした。<sup>\*1</sup>

■**バスバーの段面積** 40 K stage、4 K stage に搭載するバスバー (以後単に 40 K バスバー、4 K バスバーと呼ぶ) の断面積は、表 4.3 に示した温度要求に基づいて決定する。この際、PTC のコールドヘッドが動作する温度は、メーカー交渉の Capacity Curve (図 4.9) と各ステージへの想定入熱 (40 K stage : 21 W、4 K stage : 0.58 W[31]) から、40 K コールドヘッドは 35 K、4 K コールドヘッドは 3.4 K と仮定する。無酸素銅 (C1020) の熱伝導率を 4 K から 40 K 領域の代表値である  $\lambda = 10^3 \text{ W/mK}$  <sup>\*2</sup> とし、想定入熱および許容温度差から必要な断面積を見積もると、40 K バスバーで  $2 \times 10^3 \text{ mm}^2$ 、4 K バスバーで  $5 \times 10^2 \text{ mm}^2$  程度の断面積が必要となる。これらの見積もりと既存 SAT の設計実績、構造的に搭載可能な断面積を踏まえ、本研究では

<sup>\*1</sup> 読出口とバスバーの熱接触には 1.0 mm 厚の 5N8 高純度アルミニウムのストラップ (長さ約 100 mm、厚さ約 5 mm) を使用して、スライドに対しての冗長性も確保している。

<sup>\*2</sup> 純度、RRR に依存するが、設計オーダー評価として代表値を用いた。

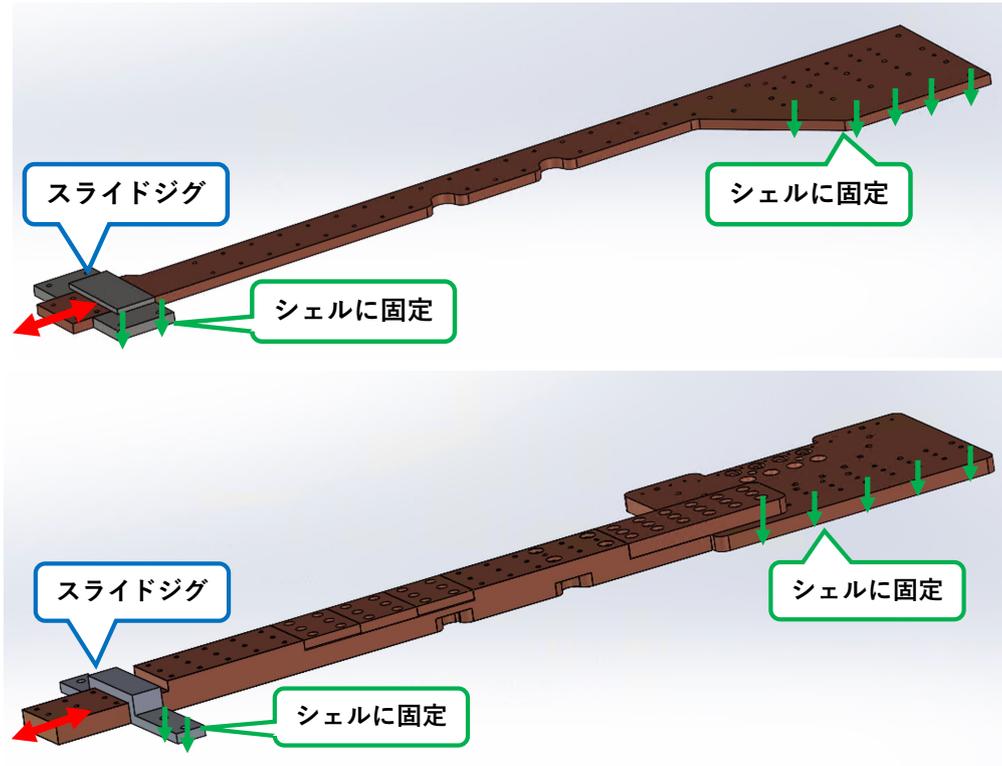


図 4.8: スライド機構を導入した 4K stage のバスバー (上段) と 40K stage のバスバー (下段) の CAD 図。スライドジグに沿って熱収縮を行うことで熱応力による塑性変形を防ぐ。

40 K バスバー、4 K バスバーの断面積をそれぞれ  $A_{40K} = \text{幅 } 60 \text{ mm} \times \text{厚さ } 35 \text{ mm}$ 、 $A_{4K} = \text{幅 } 50 \text{ mm} \times \text{厚さ } 10 \text{ mm}$  と設定した。

■潤滑剤の材質: 二硫化モリブデン スライド機構を極低温かつ真空環境のもとで安定に動作させるためには、スライド部における摩擦および凝着の抑制が重要な設計課題となる。特に本研究では、冷却過程において生じる熱収縮差を確実に吸収するため、金属表面同士が繰り返し接触・摩擦する状況が想定される。

低温・真空環境下では金属表面に存在する吸着分子や酸化膜が減少するため、仮に金属表面がむき出しの状態ですライドを行うと、表面同士が直接接触し、凝着が生じやすいことが知られている。特に、銅と銅、アルミニウムと銅の組み合わせは凝着性が高く、スライド部の材料としては適さない。またステンレス鋼も、銅に比べて硬度が高く、スライド時にバスバー側表面の摩耗や塑性変形を引き起こす可能性がある。つまり、金属同士を直接接触させたスライド機構は、冷却サイクルを繰り返す環境下では適さない。

以上の理由から、本研究では金属むき出しでのスライドを避け、固体の潤滑剤を介してスライド機構を構成することにした。固体の潤滑剤は、真空中で使用可能であり、揮発やアウトガスを生じにくく、低温環境下においても一定の潤滑性能を維持

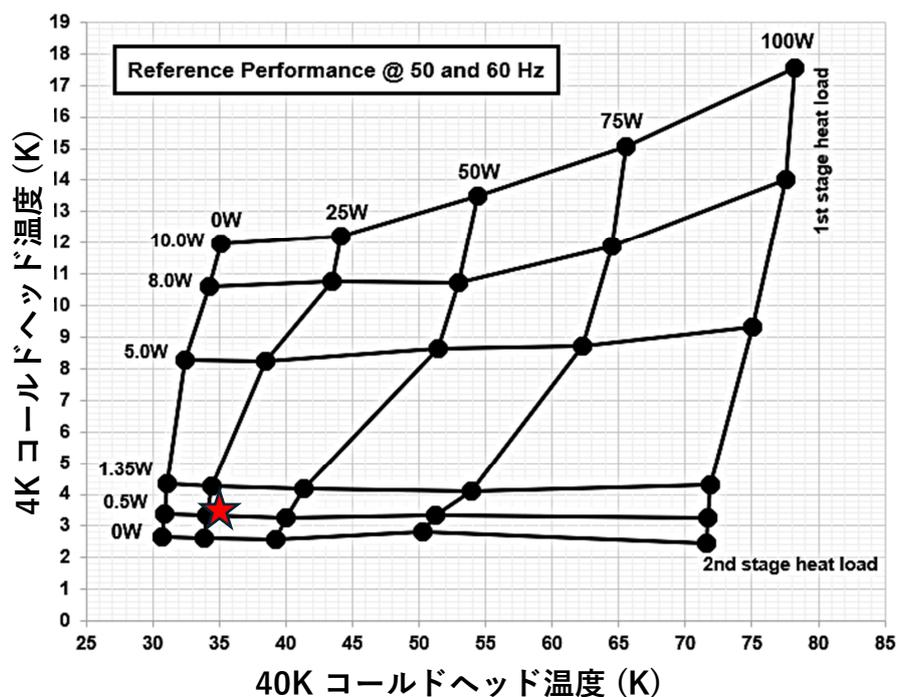


図 4.9: Bluefors 社製 PT415 のメーカー公称の Capacity Curve。★ は SAT クライオスタットの想定入熱量を仮定した際のコールドヘッド温度 ([34] より改変して引用)

できる点で有利であり、本研究では二硫化モリブデン ( $\text{MoS}_2$ ) を採用した。Gradt, Schneider [35] によれば、 $\text{MoS}_2$  の摩擦係数は 4.2 K においても 0.03 から 0.06 と低い値を示しており、本研究で要求される極低温条件下でのスライド機構に十分適用可能である。

■スライド機構を実装したバスバーの製作 以上を踏まえ、本研究では無酸素銅 (C1020) で製作したスライドジグ表面に  $\text{MoS}_2$  コーティング (膜厚  $20\ \mu\text{m}$ ) を施したスライド機構を実装したバスバーを製作した。図 4.10 に製作した 4 K バスバーの外観写真を、図 4.11 に  $\text{MoS}_2$  コーティングを施したスライドジグの外観写真を示す。

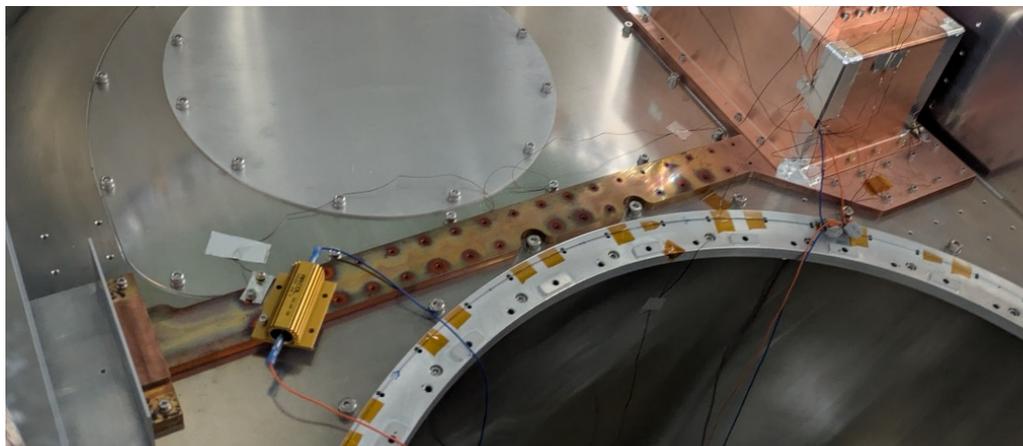


図 4.10: 製作した 4K バスバーの外観写真。4K stage の radiation shell に組み付けた様子の写真である。

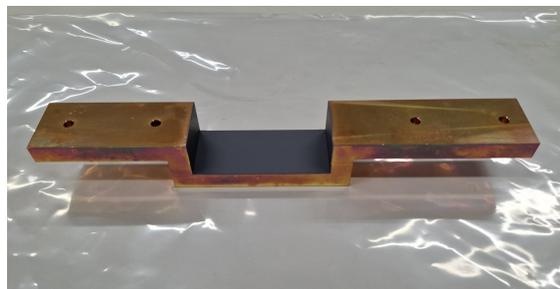


図 4.11: 4K バスバー (左) および 40K バスバー (右) のスライド機構をなす抑え金具 (スライドジグ)。それぞれ中央の黒くなっている領域が  $\text{MoS}_2$  によるコーティングである。

## 第 5 章

# ヒートリンク・バスバー部のスライド機構に関する検証実験

前章でヒートリンクのバスバーにスライド機構を導入して製作した。これが冷却に伴う熱収縮に対して動作することを確認したい。そこで本章で行う試験によって、冷却中のバスバーの変位を直接測定し、スライド機構が全温度範囲にわたって連続的に動作しているかを検証した。

### 5.1 液体窒素を用いた冷却試験

液体窒素と用いた 77 K までの冷却によって、スライド機構を検証するための実験を行った。無酸素銅およびアルミニウムはいずれも、300 K から 77 K までの温度降下において、それより低い温度に至るまでの全熱収縮量の大部分 (約 9 割) を示す。そのため、77 K までの冷却により、スライド機構に要求される最大変位はほぼ再現される。

図 5.1 に示すように radiation shell を模擬したアルミ材に 4 K バスバーを固定し、これを液体窒素槽 (図 5.2) 内で冷却した。冷却中におけるバスバースライド端の変位を測定し、設計通りにスライドしていることを評価する。

冷却、昇温の過程で、測定したスライド量が連続的に変化していることを確認するとともに、測定したスライド量と、測定している温度と熱収縮率の文献値から予測されるスライド量の比較を行う。アルミ材、バスバーの温度は、図 5.3 のように Lakeshore 社製のダイオード式温度計 DT-670C-CU と読み出しモジュール Lakeshore Model-218S を用いて測定した。なお、液体窒素を段階的に注入したため、液面高さによっては温度計が部材本体に先行して冷却され、温度計の指示値が部材温度を必ずしも代表しない点に留意する。つまり、冷却、昇温の過程においては、一時的な系統誤差が入り得る。



図 5.1: 4K バスバーを固定する様子のアルミ材 (上) と、4K バスバーを固定用のアルミ材に取り付けた様子 (下)

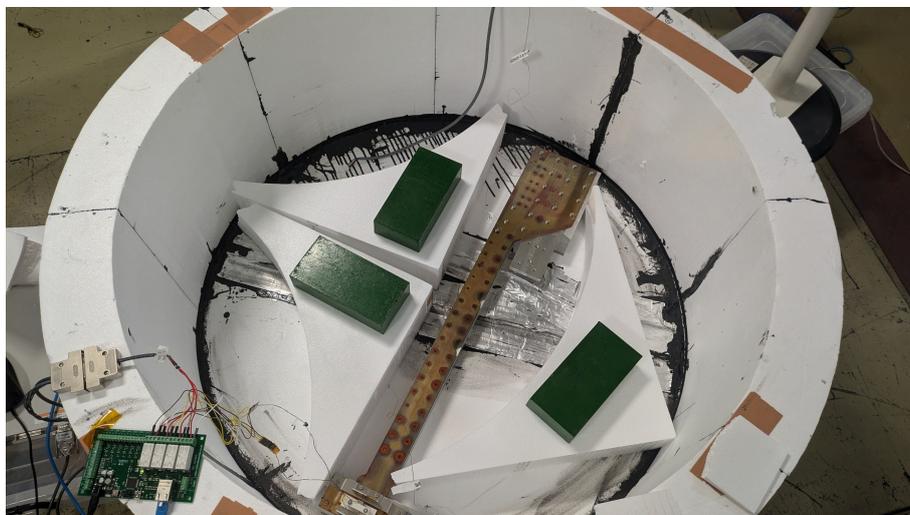


図 5.2: 液体窒素槽にアルミ材に固定したバスバーを入れた様子。液体窒素の消費量を抑えるため、余剰スペースに発泡スチロールに重しを乗せて沈めている。



図 5.3: 無酸素銅バスバーの温度を測定する温度計 (左) と、固定用アルミ材の温度を測定する温度計 (右)

## 5.2 スライド量の測定方法と較正

スライド量は、磁石の磁場強度の距離依存性を利用して測定した。図 5.4 に示すように、磁石をバスバー側に固定し、スライドジグ側に測定用ホールセンサー、バスバー側に参照用ホールセンサーをそれぞれ取り付けた。測定用ホールセンサーはスライドジグ側に固定されており、バスバーのスライドに伴う磁石との距離変化を磁場強度の変化として検出する。一方、参照用ホールセンサーは磁石とともに移動するため距離変化を受けず、磁石の温度変化に起因する磁場強度変化のみを反映する。

磁石の磁場強度は温度依存性を持つため、本測定では測定用ホールセンサーの出力  $B_{\text{meas}}$  と参照用ホールセンサーの出力  $B_{\text{ref}}$  の比

$$\text{ratio} = \frac{B_{\text{meas}}}{B_{\text{ref}}} \quad (5.1)$$

を用いることで、温度変化の影響を低減した。この比は距離に対して単調な関数となるため、距離を ratio の関数として表せる。

ホールセンサーは LakeShore 社製の低温用ホール素子 HGCT-3020 を使い、同社の読み出しモジュール Model-425 により読み出しを行った。一台の Model-425 では同時に一つのホールセンサーしか読み出せないため、遠隔操作可能なリレー (Devantech 社製 dS3484) を介して読み出すホールセンサーを 6 秒毎に切り替えた。

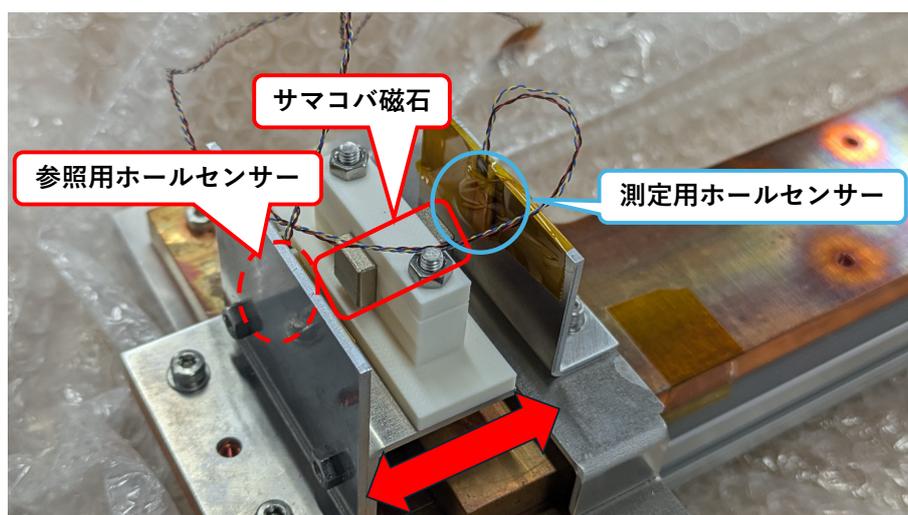


図 5.4: スライド量の測定に用いたサマコバ磁石およびホールセンサーのセットアップ。赤で示した参照用ホールセンサーとサマコバ磁石が、バスバーと連動してスライドする。

磁場強度とスライド量の関係は、別途較正を行った。アルミ材とバスバーの固定を外し、バスバー位置を段階的に変化させながら二つのホールセンサーの出力を測定

し、その都度ノギスの測定によりスライド量と ratio との対応関係を図 5.5 のように求めた。

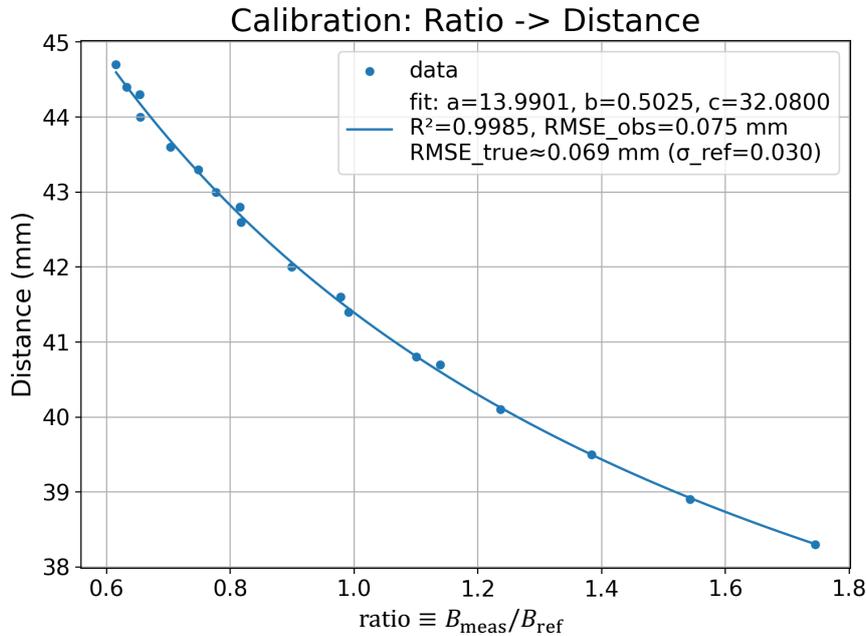


図 5.5: ホールセンサーの測定値とスライド距離の較正曲線

本測定では、サマコバ磁石 ( $10 \times 10 \times 20 \text{ mm}^3$ ) から約  $10 \text{ mm}$  の位置にホールセンサーを配置した。この距離は磁石寸法と同程度であるため、磁場は遠方場の磁気双極子近似 ( $B \propto r^{-3}$ ) が厳密には成立しない領域にある。したがって、理論式から距離を直接算出するのではなく、測定範囲内における磁場強度と距離の関係を実験的に較正して用いた。

距離 (distance) と ratio の関係は、測定範囲 (磁石から約  $10 \text{ mm}$  近傍) において残差が小さく単調性を保つ有効モデルとして、

$$\text{distance} = \frac{a}{\text{ratio} + b} + c \quad (5.2)$$

で近似し、較正データに対するフィッティングにより係数  $a, b, c$  を決定した。ここで  $b, c$  はセンサーのオフセットや機械的原点ずれを吸収する補正項である。

得られた図 5.5 の較正曲線の各点は、ノギスによる距離測定精度  $\pm 0.03 \text{ mm}$  を含んでいる。この較正による距離測定の精度は  $1\sigma$  で  $\pm 0.07 \text{ mm}$  であると評価された。この較正結果を用いて ratio から distance へ変換を行い、スライド量を算出する。

### 5.3 スライド量の測定

前節までで述べた手法でバスバーの冷却試験を行った。図 5.6 に示すように、槽内にバスバーを入れた状態で液体窒素を注ぎ、アルミ材とバスバーの温度、スライド端の距離を磁場強度の比として測定する。



図 5.6: 冷却試験の様子。液体窒素槽にバスバーを入れた状態で液体窒素を順に注いでいった。

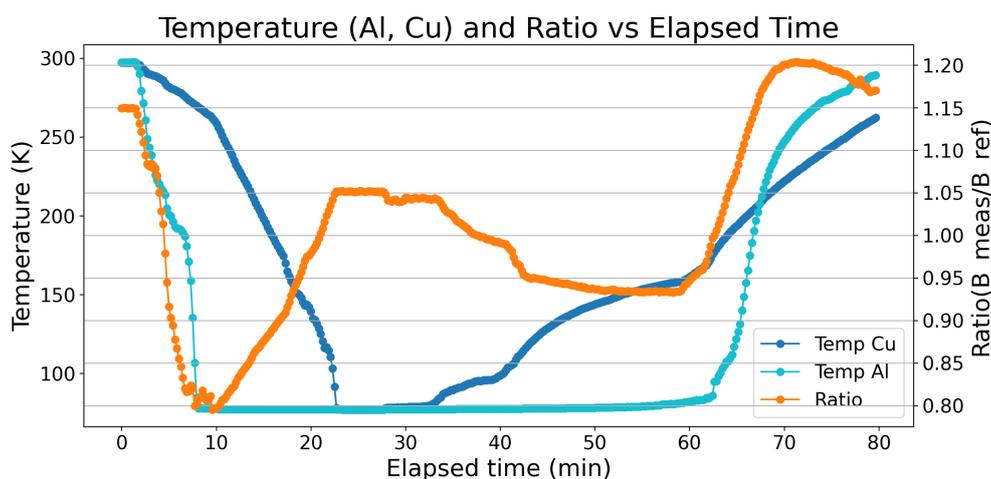


図 5.7: 磁場の比 (オレンジ) と温度 (青/シアン) の時系列データ。液体窒素を注ぎ始めると、はじめは液体窒素槽下側にあるアルミだけが液体窒素に浸かるので先に冷えている。昇温時も先に銅のみがあたたまり始めている。

この冷却試験によって得られた、磁場の比 ( $\text{ratio} = \frac{B_{\text{meas}}}{B_{\text{ref}}}$ ) と温度の時系列データを図 5.7 に示す。液体窒素を注いでいく過程で下側のアルミ部材が先に冷却され、そ

の後上にあるバスバーが冷却された様子が見て取れる。また昇温は液体窒素の蒸発に伴った昇温のため、上方に位置するバスバーの温度が先に上がり始め、その後アルミ部材が昇温する結果となっている。

このホールセンサーの測定データを元に、図 5.5 の較正曲線からスライド距離を算出した結果と、温度と熱収縮率から計算予想したスライド距離を比較したものが図 5.8 である。熱収縮率は、NIST (1961) [32, p.3, 4] のデータ (表 5.1) を線形内挿したデータ値を用いた。部材の長さは、固定端のねじ止め位置からスライド端の磁石固定位置までの距離 686 mm を用いた。

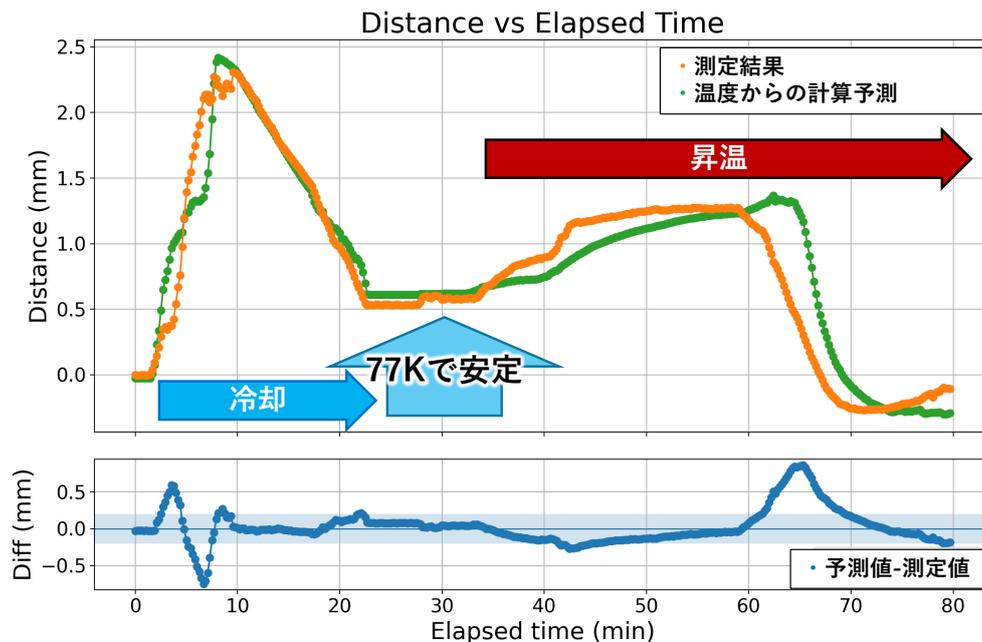


図 5.8: 測定したスライド量 (橙) と温度計の値からの予測スライド量 (緑) との比較。測定結果と計算予測で、共に同じ傾向が見て取れる。下段は予測値と測定値の差分 (Diff≡ 予測値-測定値) を表しており、 $\pm 0.2$  mm の範囲に着色をしている。一部を除き、差分はこの範囲に収まっている。

## 5.4 スライド試験の結果考察

図 5.8 上段を見ると、冷却・昇温の双方において実測したスライド量は連続的かつ可逆的に変化しており、最大で約 2.3 mm 程度の変位が拘束なく吸収されている。このことからスライド機構が、熱収縮差に追随して、期待通りに動作していることが確認できた。

図 5.8 下段に示した、推定値と実測値の差分は多くの時間帯で概ね  $\pm 0.2$  mm 程度に収まっており、実測のスライド量は全区間で連続的に推移した。仮にスライド部が冷

表 5.1: 293 K に対する、各温度  $T$  におけるアルミニウムと銅の熱収縮率  $10^5 \frac{L_{293} - L_T}{L_{293}}$  の一覽。[32] より引用。

$T$ (K)	Al	Cu	70	399	310	200	201	149
0	415	326	80	391	302	220	160	118
10	415	326	90	381	293	240	115	87
20	415	326	100	370	283	260	75	55
30	414	325	120	343	260	273	45	33
40	413	324	140	312	235	280	30	22
50	410	321	160	277	208	293	0	0
60	405	316	180	240	179	300	-16	-11

却途中で拘束される場合には、温度低下に対してスライド量が飽和したり、不連続なジャンプなどの挙動が現れることが予想される。しかし本試験ではそのような挙動は顕著ではなく、拘束は支配的ではないと考えられる。

一方で、300 K から 77 K への冷却時 [2 min, 8 min]、および昇温時 [60 min, 70 min] では、一時的に偏差が増大する。これらはいずれも、図 5.7 においてアルミ材温度が急激に変化している時間帯と対応している。これは 5.1 節で述べたような、温度計の取り付け位置に起因する一時的な系統誤差の増大が原因である。つまり、本実験のように液体窒素を注入して液面が時間的に変動する条件では温度勾配が生じ易く、温度計測値に基づく熱収縮量の推定に系統誤差が入る。

以上より、実測値と推定値の差分の超過は、主として温度推定の限界に起因するものであり、スライド機構自体は熱収縮差を拘束なく吸収して機能していると結論づけた。

## 5.5 今後の長期的な課題

本章にてスライド機構が液体窒素温度までの冷却において連続的に動作し、熱収縮差を拘束なく吸収できることを確認した。一方で、本試験は簡易試験であり、実機環境では繰り返しの熱サイクルや運用中の振動が加わるため、機構の長期安定性を追加で検証することも重要である。

耐久性の観点では、SAT-LF クライオスタットに搭載した状態で所定回数の熱サイクルを実施した後に、スライド部 (スライドジグの潤滑面およびバスバー側のスライド面) の表面状態を観察し、摩耗や凝着、粉の発生などがいないかを確認する。必要に応じて、スライド面の粗さの変化、MoS<sub>2</sub> 被膜の剥離、締結部の緩み等も点検し、劣化要因を切り分ける。

加えて、運用時にクライオスタットへ振動が与えられた場合、摺動部で微小な相対運動が生じて摩擦発熱が発生する可能性がある。このため、代表的な振動条件下で温度上昇や熱流入の増加が生じないかを、温度計による監視やヒーター較正等を用いて評価する。とくに、スライド部近傍の温度の微小変化は他の入熱要因に埋もれやすいため、振動の ON/OFF を切り替えた差分評価により発熱の有無と規模を同定する。

まとめると、本章で確認したスライド機構に対して、実機条件での信頼性を担保する長期的な試験が重要である。

## 第6章

# ヒートリンクの熱伝導に関する評価試験

4.1 節にて議論したように、SAT-LF では強度を優先して FE 部に位置する radiation shell (以下 FE radiation shell) の材質をアルミ合金に変更した。そのトレードオフとして熱性能が低下するため、ヒートリンクの増強が必須となる。本章では、SAT-LF のクライオスタット用に開発したヒートリンクを搭載した冷却試験を行い、熱伝導に関する性能を評価する。なお本試験では、複数本のヒートリンクを並列に配置する部分においては、敢えて1本のみを搭載した状態で評価を行う。こうすることで、個々のヒートリンクの性能と寄与を分離して評価できる。こうして求めたヒートリンク各部の熱輸送性能を使用して、目標温度を満たすための最終的なヒートリンク構成を検討する。

### 6.1 実験のセットアップ

組み上げた SAT-LF クライオスタットにヒートリンクを取り付け、パルス管冷凍機 (PTC) により冷却を行った。ヒートリンクは4章で開発したものであり、クライオスタットの組み立ては3章で述べた手順に従って実施した。それぞれの radiation shell にヒートリンクとヒーターを取り付けた様子を図 6.1 に示す。40 K stage、4 K stage 共に、主な入熱源である読出口 (Universal Readout Harness : URH) と開口部 (IR フィルターや HWP が位置する Front End 側上部) にヒーターを配置し、読出口、開口部への入熱を模擬した。ヒーターからの投入熱に対するヒートリンク上での温度差から、開発したヒートリンクの熱コンダクタンスが求められる。

PTC は Bluefors 社製 PT415 を用いた。この PTC には、図 6.2 に示したように 40 K コールドヘッド (CH)、4 K コールドヘッドが存在するため、これらのコールド

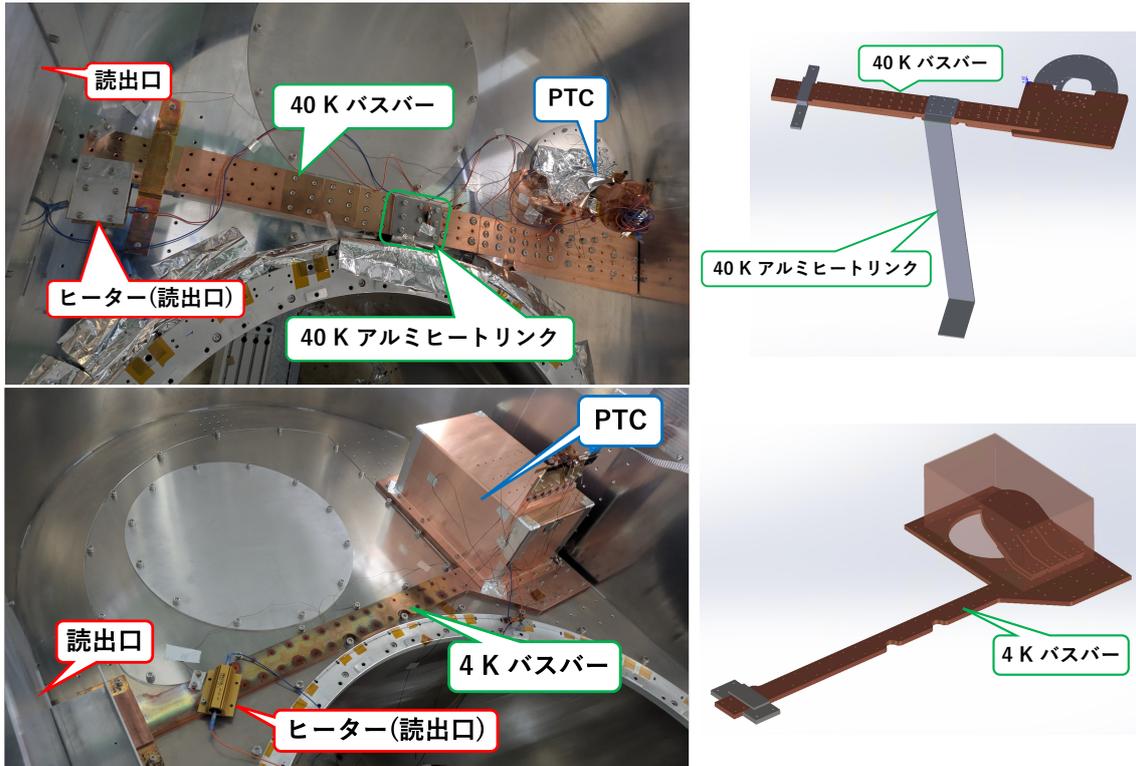


図 6.1: 40 K radiation shell(上段)、4 K radiation shell(下段) に開発したヒートリンクを組み付けた様子。ともにクライオスタットを上下反転させた状態で組みつけを行なっているため、40 K アルミヒートリンクは下方に伸びている。左に実際のヒートリンクの写真を、右にヒートリンク部分のみを抜き出し、同じアングルに配置した CAD 図を示している。

ドヘッドをクライオスタットの各 stage に熱接触させる。PTC の振動をクライオスタットに伝えないようにするため、PTC はサスペンションを介して OVC に固定した。そして、PTC のコールドヘッドと radiation shell は可撓銅線を用いた銅ストラップ (HS) を使用して熱接続している (図 6.3)。表 6.1 に示したように、PTC のコールドヘッドとバスバーを繋ぐ銅ストラップは最大で 40 K stage には 2 つ、4 K stage には 6 つ搭載できるが、本測定では熱性能の評価のため共に 1 つずつの搭載にとどめた。そのトレードオフとして、銅ストラップ部での温度差が大きくなり、radiation shell の到達温度が要求よりも高くなるため、本試験で見積もる銅ストラップの熱性能から、最大数の銅ストラップを搭載した場合のクライオスタットの温度を外挿して評価することにした。

4.1 節で議論したように、SAT-LF では構造強度を優先するために radiation shell の FE 部分の材質が、純アルミ (A1050) から合金アルミ (A6061) に変更されている。そのトレードオフとして、radiation shell の熱伝導性能が低下した。特に 4 K stage の FE radiation shell に関しては高純度アルミによるアルミストラップはないため、十分な熱伝導を確保することができない。この対策として、図 6.4 に示すように、4 K

表 6.1: 40 K stage、4 K stage の銅ストラップの最大の搭載可能数と本性の試験で用いた数

	搭載できる最大数	本章の試験で用いた数
40 K stage	2	1
4 K stage	6	1

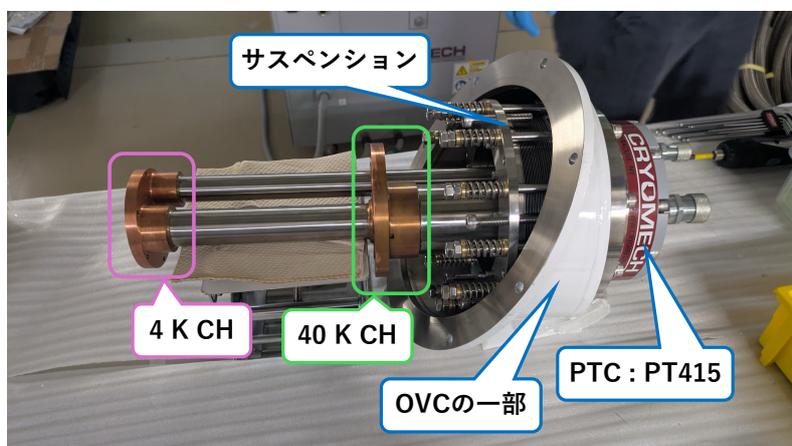


図 6.2: 使用した PTC、PT415 を OVC に組みつけた様子。

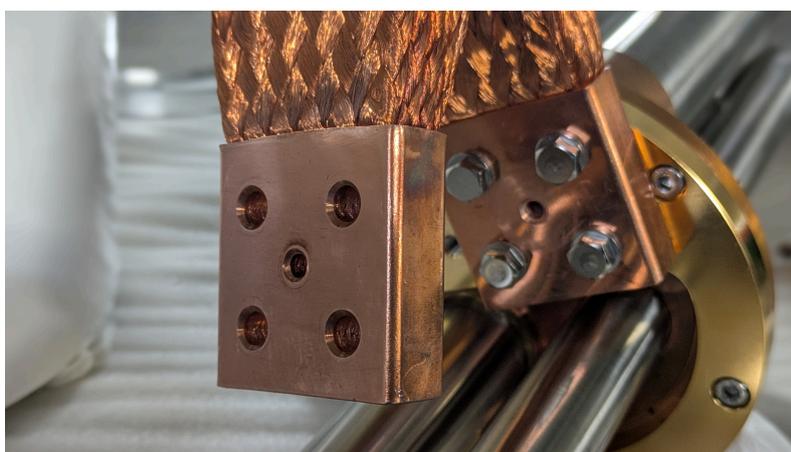


図 6.3: PTC の 40 K コールドヘッドと 40 K バスバーを繋ぐ可撓銅線付き銅ストラップ。画像中で固定されていない方の端子が 40 K バスバーに接続される。

stage の FE radiation shell 側面に 5N8 純アルミ製のアルミストラップを追加することにした。ただし、どれだけの熱伝導性能を確保すれば良いのか (つまり、追加すべきアルミストラップの量) を定量的に推定する必要がある。そこで本章では、まず A6061 製の FE radiation shell 単体での熱伝導性能を把握するために、4 K stage にアルミストラップを追加しない状態で冷却試験を行い、熱性能の低下量を評価した。

本測定において温度測定に用いた温度計は表 6.2 に示した 8 つである。それぞれの

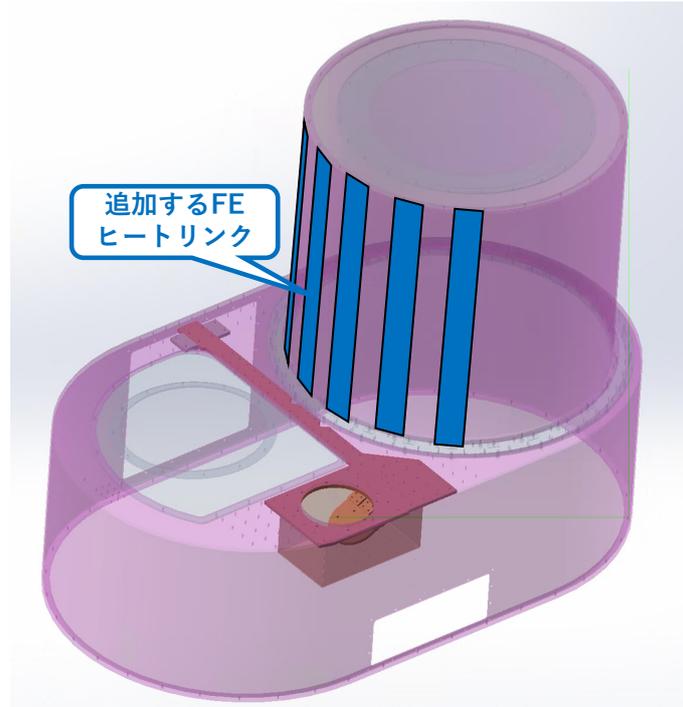


図 6.4: 4 K stage の FE radiation shell 側面に取り付ける予定のヒートリンクの概念図。冷却試験の結果に基づいて搭載する量を決定する。

取り付け位置を図 6.5 に示す。

表 6.2: ヒートリンクの熱解析に用いる温度計の一覧。温度計のナンバリングは図 6.9 及び図 6.10 のものと対応している。

40 K stage	
1. BB URH	バスバー (Busbar : BB) の読出口 (URH) 側に取り付けた温度計。
2. FE	40 K アルミストラップの開口部側に取り付けた温度計。
3. BB PTC	バスバー (BB) と銅ストラップの接続点付近に取り付けた温度計。
4. PTC CH	PTC の 40 K コールドヘッドに取り付けた温度計。
4 K stage	
5. BB URH	バスバーの読出口側に取り付けた温度計。
6. FE	4 K radiation shell の開口部に固定した温度計。
7. BB PTC	バスバーと銅ストラップの接続点付近に取り付けた温度計。
8. PTC CH	PTC の 4 K コールドヘッドに取り付けた温度計。

温度計には、シリコンダイオード温度計である LakeShore 社製の DT-670C-CU を用い (図 6.6) 、温度計の読み出しには、クライオスタットに設けられたポートを介し

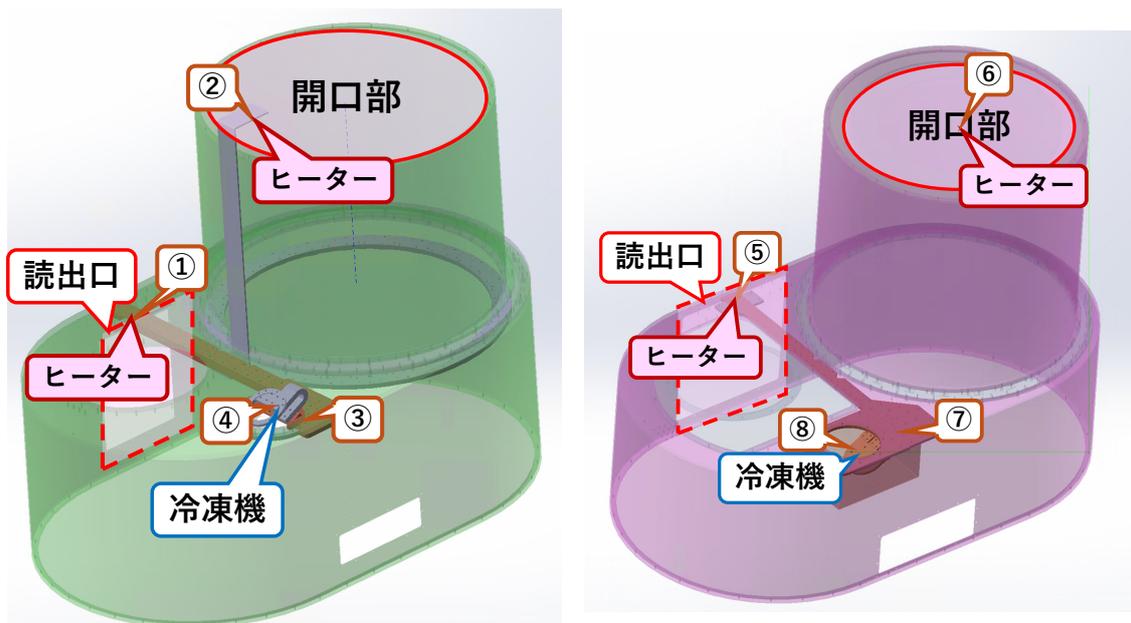


図 6.5: 40 K stage(左)、4 K stage(右) それぞれで radiation shell のヒートリンク上に取り付けた温度計およびヒーターの配置図。①から⑧の番号が温度計に対応しており、数字は表 6.2 に準拠している。

て、温度計ダイオード読み出しモジュールである LakeShore 社製 Model-240-8P を用いた。(図 6.7)

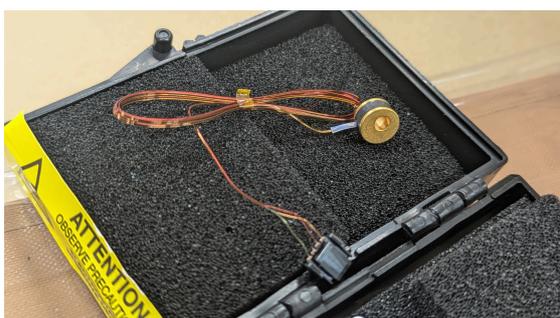


図 6.6: 本測定試験に用いた温度計 /LakeShore 社製 DT-670C-CU



図 6.7: 本測定試験に用いたダイオード温度計読み出しモジュール Lakeshore 社製 Model-240-8P。

なお、本測定においては PTC の 40 K コールドヘッドと 300 K stage の間を遮る MLI を搭載せずに冷却試験を行ったため、PTC 40 K コールドヘッドへの放射入熱が大きく、該当部分の MLI 搭載時と比較してコールドヘッドの温度が高くなる予測の元で試験を行った (図 6.8)。

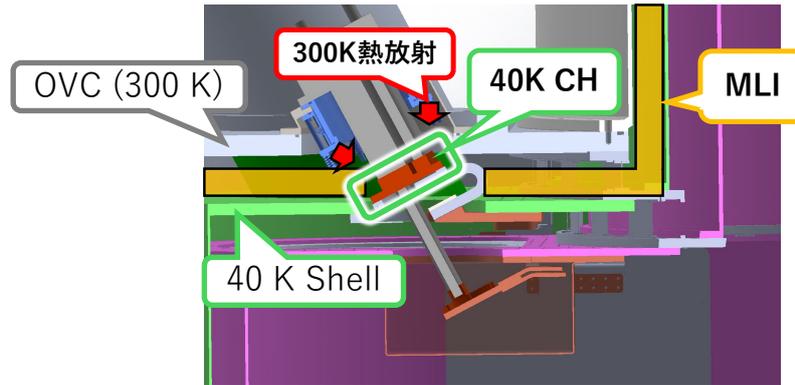


図 6.8: 本測定では、40 K コールドヘッド部に MLI の実装を省略したため、コールドヘッドの温度が高くなる。

## 6.2 ヒートリンクの冷却性能評価手法

ヒートリンク各区間の熱コンダクタンス  $G$  を

$$G = \frac{q}{\Delta T} \quad (6.1)$$

で定義する。 $\Delta T$  はヒートリンク両端での温度差、 $q$  はヒートリンク中を流れる熱流である。ヒーター入力に対する定常温度差の測定から熱コンダクタンス  $G$  と、ヒーター以外の入熱  $Q$  を同定する。熱コンダクタンスは、その部材の両端にどれだけの温度差があれば、どれだけの熱流量を許容できるかの指標となる。ヒートリンクの各部分の熱コンダクタンスを推定することで、一部の熱コンダクタンスを変更・改善した時に各部がどのような温度を取るのかを見積もる。

本測定の評価に用いる、40 K stage、4 K stage のヒートリンク (以後単に 40 K ヒートリンク、4 K ヒートリンクと呼ぶ。) の熱回路モデルを図 6.9 および図 6.10 に示す。それぞれ、 $G$  はそれぞれの部分の熱コンダクタンス (W/K) を、 $q$  はその部分の熱流量 (W) を、 $P$  はヒーターの発熱量または PTC から引かれる熱量 (W) を、 $Q$  はヒーターに依存しない外部からの入熱 (W) を、 $T$  は温度 (K) を表している。熱流の向きは、図中の矢印の向きを正 (温かい方から冷たい方) とする。また、各物理量の上付きの添え字  $m$  は、ヒーターの入熱条件を変えた際の各条件に対応する添え字である。ただし、 $P_{PTC}^m$  は冷凍機自体の冷却能力から各 PTC のコールドヘッドへの入熱を引いた値であるため、PTC の冷却能力を正確に反映していないことに注意する。一方、本試験で扱う温度変化幅が限定的であることから、 $G$  および  $Q$  は温度によらず一定と仮定する (そのため  $m$  の添字をつけていない。)

これらの熱モデルに基づいて熱コンダクタンス  $G$  および外部入熱  $Q$  を求める手法

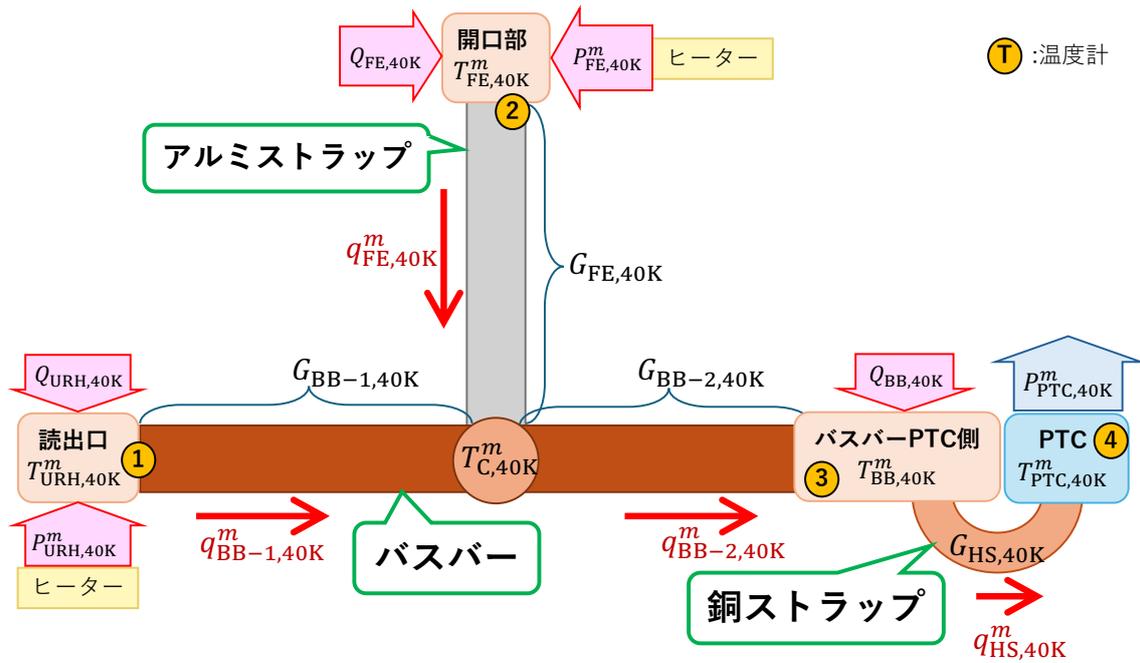


図 6.9: 40 K stage のヒートリンクの熱回路モデル。温度計配置、外部入熱  $Q$ 、ヒーター入力  $P$ 、および各区間の熱コンダクタンス  $G$  の定義を示す。バスバーとアルミヒートリンクの接合点を分岐点として、ヒートリンク本体を  $G_{BB-1}$ 、 $G_{BB-2}$ 、 $G_{FE}$  の 3 つに分け、さらに  $G_{HS}$  によってバスバーと PTC が接続されているとして扱い、合計 4 つの要素の熱伝導を考える。

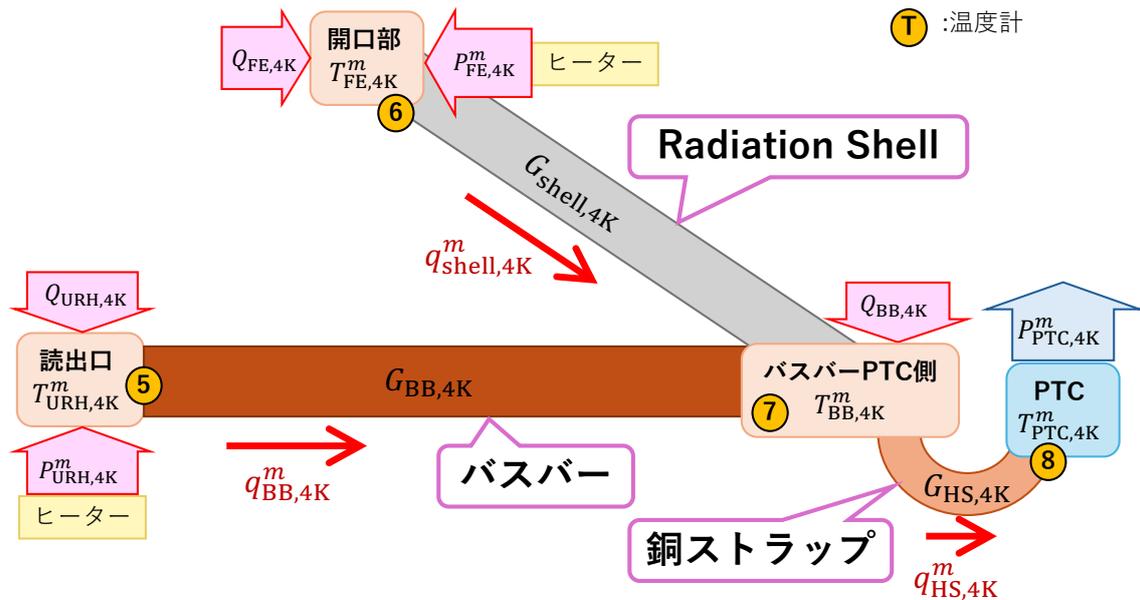


図 6.10: 4 K stage のヒートリンクの熱回路モデル。40 K stage と同様に、温度計配置と物理量の定義を示す。バスバー経路と経路が BB PTC side で合流する、並行熱流モデルとして扱う。

は以下の通りである。

1. 測定はヒーターの電流値を複数の組み合わせで行い、それぞれの組み合わせを条件  $m$  でラベルする。
2. 測定条件  $m$  ごとに、設定した電流からヒーターの発熱量が決まり、温度計の値から各部の温度が求められる。
3. これらの値から、測定できない未知数 ( $G$ 、 $Q$  と PTC から引かれる熱  $P_{\text{PTC}}$ ) に関する拘束条件を設定する。
4. 条件  $m$  を増やすことで拘束条件の数が残された未知パラメータの数以上になれば、条件を連立することによって未知のパラメータを推定できる。

$$(\text{拘束条件の数}) \geq (\text{未知数の数})$$

4K stage、40K stage のヒートリンクそれぞれの詳細な未知パラメータの推定の手順については以下の 6.2.1 節および 6.2.2 節にて扱う。

### 6.2.1 4K stage のヒートリンクの評価手法

まずは簡単な 4K ヒートリンクの熱コンダクタンスについて考える。図 6.10 に示したように、バスバー経路と shell 経路が PTC に繋がる銅ストラップとバスバーの接点 (バスバー PTC 側) で合流する並列熱流モデルとして扱い、それぞれの区間の熱コンダクタンスを求める。

図 6.10 に従って文字を設定すると、以下の関係が成り立つ。

$$G_{\text{BB},4\text{K}} = \frac{q_{\text{BB},4\text{K}}^m}{T_{\text{URH},4\text{K}}^m - T_{\text{BB},4\text{K}}^m} \quad (6.2)$$

$$G_{\text{shell},4\text{K}} = \frac{q_{\text{shell},4\text{K}}^m}{T_{\text{FE},4\text{K}}^m - T_{\text{BB},4\text{K}}^m} \quad (6.3)$$

$$G_{\text{HS},4\text{K}} = \frac{q_{\text{HS},4\text{K}}^m}{T_{\text{BB},4\text{K}}^m - T_{\text{PTC},4\text{K}}^m} \quad (6.4)$$

ここで、

$$q_{\text{BB},4\text{K}}^m = Q_{\text{URH},4\text{K}} + P_{\text{URH},4\text{K}}^m \quad (6.5)$$

$$q_{\text{shell},4\text{K}}^m = Q_{\text{FE},4\text{K}} + P_{\text{FE},4\text{K}}^m \quad (6.6)$$

$$q_{\text{HS},4\text{K}}^m = P_{\text{PTC},4\text{K}}^m \quad (6.7)$$

であるため、式 (6.2) から式 (6.4) は

$$G_{BB,4K} = \frac{Q_{URH,4K} + P_{URH,4K}^m}{T_{URH,4K}^m - T_{BB,4K}^m} \quad (6.8)$$

$$G_{shell,4K} = \frac{Q_{FE,4K} + P_{FE,4K}^m}{T_{FE,4K}^m - T_{BB,4K}^m} \quad (6.9)$$

$$G_{HS,4K} = \frac{P_{PTC,4K}^m}{T_{BB,4K}^m - T_{PTC,4K}^m} \quad (6.10)$$

となる。

ここでバスバー PTC 側部分への熱流入を考えると、

$$\begin{aligned} P_{PTC,4K}^m &= q_{HS,4K}^m \\ &= q_{BB,4K}^m + q_{shell,4K}^m + Q_{BB,4K} \\ &= (Q_{URH,4K} + P_{URH,4K}^m) + (Q_{FE,4K} + P_{FE,4K}^m) + Q_{BB,4K} \end{aligned} \quad (6.11)$$

となる。これを式 (6.10) に代入すると、

$$G_{HS,4K} = \frac{(Q_{URH,4K} + P_{URH,4K}^m) + (Q_{FE,4K} + P_{FE,4K}^m) + Q_{BB,4K}}{T_{BB,4K}^m - T_{PTC,4K}^m} \quad (6.12)$$

が得られる。

ここで未知数を整理すると、 $G_{i,4K}$  ( $i = BB, shell, HS$ ) と  $Q_{j,4K}$  ( $j = URH, FE, BB$ ) の合計 6 つである。 $(P_{PTC,4K}^m$  は式 (6.11) によって他の未知数より決定される。) 得られた拘束条件の数は式 (6.8)、(6.9)、(6.12) の 3 つがそれぞれの  $m$  について立てられるので、合計  $3m$  となる。つまり、

$$3m \geq 6 \quad (6.13)$$

であればよく、 $m \geq 2$  であれば 6 つの未知数を推定できる。本研究では 2 つのヒーター条件、つまり  $m = 2$  で測定を行い、パラメータ推定を行った。

### 6.2.2 40 K ヒートリンクの評価手法

次に、40 K ヒートリンクの熱コンダクタンスを求めることを考える。図 6.9 に示したように、ヒートリンク全体を 4 つに分割したモデルを考え、それぞれの部分での熱コンダクタンスを個別に求める。分岐点を C 点とし、読出口から C 点までの熱コンダクタンスを  $G_{BB-1,40K}$ 、開口部から C 点までを  $G_{FE,40K}$ 、C 点からバスバー PTC 側までを  $G_{BB-2,40K}$ 、そして銅ストラップの熱コンダクタンスを  $G_{HS,40K}$  と設定する。

4K ヒートリンクと同じく定常状態を仮定し、式 (6.1) に基づくと、

$$G_{BB-1,40K} = \frac{Q_{URH,40K} + P_{URH,40K}^m}{T_{URH,40K}^m - T_{C,40K}^m} \quad (6.14)$$

$$G_{FE,40K} = \frac{Q_{FE,40K} + P_{FE,40K}^m}{T_{FE,40K}^m - T_{C,40K}^m} \quad (6.15)$$

$$G_{BB-2,40K} = \frac{P_{PTC,40K}^m - Q_{BB,40K}}{T_{C,40K}^m - T_{BB,40K}^m} \quad (6.16)$$

$$G_{HS,40K} = \frac{P_{PTC,40K}^m}{T_{BB,40K}^m - T_{PTC,40K}^m} \quad (6.17)$$

と書ける。各  $m$  に対して、4 つの拘束条件を課せる。

ここで分岐点である C 点において、外部からの熱流入や発熱がないことを仮定すると、

$$(Q_{URH,40K} + P_{URH,40K}^m) + (Q_{FE,40K} + P_{FE,40K}^m) - (P_{PTC,40K}^m - Q_{BB,40K}) = 0 \quad (6.18)$$

が成り立つ。これに式 (6.14) から式 (6.16) を代入すると、

$$G_{BB-1,40K}(T_{URH,40K}^m - T_{C,40K}^m) + G_{FE,40K}(T_{FE,40K}^m - T_{C,40K}^m) - G_{BB-2,40K}(T_{C,40K}^m - T_{BB,40K}^m) = 0 \quad (6.19)$$

これを  $T_{C,40K}^m$  に関して整理して、

$$T_{C,40K}^m = \frac{G_{BB-1,40K}T_{URH,40K}^m + G_{FE,40K}T_{FE,40K}^m + G_{BB-2,40K}T_{BB,40K}^m}{G_{BB-1,40K} + G_{FE,40K} + G_{BB-2,40K}} \quad (6.20)$$

が得られ、分岐点 C の温度は、3 つに分かれた先の温度の荷重平均として計算できる。

以上より、図 6.9 に示したモデルに基づくと、式 (6.14) から式 (6.17)、及び式 (6.20) の、合計 5 つの拘束条件をそれぞれの  $m$  に対して課せる。そのため、拘束条件の数は  $5m$  個であると計算できる。

ここで、用いた物理量のうち、測定可能量と未知数の整理を行う。測定可能量はそれぞれの  $m$  に対し、温度計で取得可能な  $T_{I,40K}^m$  ( $I = URH, FE, BB, PTC$ ) の 4 つと、ヒーターへの電流から求められる  $P_{J,40K}^m$  ( $J = URH, FE$ ) の 2 つである。これに対し未知数は、熱コンダクタンス  $G_{i,40K}$  ( $i = BB - 1, BB - 2, FE, HS$ ) と、外部からの入熱  $Q_{j,40K}$  ( $j = URH, FE, BB$ )、分岐点温度  $T_C^m$  と冷凍機の冷凍能力  $P_{PTC,40K}^m$  である。ここで、 $G$ 、 $Q$  は  $m$  に依存しないと仮定しているので、 $m$  に依存するのは  $T_C^m$  と  $P_{PTC,40K}^m$  のみである。そのため未知数の数は、 $7 + 2m$  個である。

以上より、拘束条件の数 ( $5m$ ) と未知数の数 ( $7 + 2m$ ) を比較すると、

$$\begin{aligned} 5m &\geq 7 + 2m \\ m &\geq 7/3 \end{aligned} \quad (6.21)$$

が成り立てば、すべての未知数の値を測定値から求められる。つまり  $m$  が 3 以上であればこの条件を満たすことができる。

ただし、 $m \geq 3$  は拘束条件数の観点からの必要条件であるが、推定の安定性は各入力条件の独立性に強く依存する。すなわち、読出口および開口部のヒーター入力と同時に増減するような条件のみでは、各熱コンダクタンスの寄与が分離できず、パラメータ推定が不良条件化する。本試験ではこの問題を避けるため、読出口と開口部の入力を意図的に非比例となるよう設定し、両者の寄与を分離可能な以下の 4 つの構成でデータを取得した。

- 両ヒーター OFF
- URH を主に励起 (FE は弱入力)
- FE を主に励起 (URH は弱入力)
- 両ヒーター ON

以上のモデルに基づき、ヒーター入力条件  $m$  を変えた測定データから各区間の熱コンダクタンス  $G$  と外部入熱  $Q$  を同定する。

## 6.3 冷却試験結果

前述の通り、ヒーター入力条件を変えながら、ヒートリンクの冷却性能を評価した。測定に用いたヒーターの入力条件を表 6.3 に示す。ヒーターによる入熱量  $P^m$  は、先行研究 [31] による熱モデルに基づき、表 4.2 に示した想定値を基準として設定した。ただし、40 K stage の開口部へ搭載したヒーターの入熱については、熱モデルで想定されている値から HWP モーターの発熱量を差し引いた 5.48 W を用いている。

4 K ヒートリンクについては  $m = 1, 4$  の 2 条件を、40 K ヒートリンクについては  $m = 1, 2, 3, 5$  の 4 条件の測定データを使用した。このとき、4 K stage から 40 K stage への入熱は、300 K stage から 40 K stage への入熱量に比べて十分に小さいと仮定し、 $m = 1, 2, 3$  と  $m = 4, 5$  の条件間で 40 K stage への外部入熱は同一であるとみなしている。

各ヒーター条件に対して、表 6.2 に示した 8 点の温度計の読み出しを行い、4 K stage、40 K stage のそれぞれに対して、読出口、開口部、バスバー PTC 側、および PTC コールドヘッドにおける定常温度を取得した。各ヒーター入力条件ごとにその値を設定したのち、各温度が十分に安定するまで待機し、時間変動が十分に小さくなった段階で 30 分間の平均値を定常温度として採用している。測定した温度データを表 6.4 および表 6.5 に示した。

これらの測定データを用い、前節で定義した熱回路モデルに基づいて条件式を構成した。すなわち、各ヒートリンク区間における熱伝導式および分岐点における熱収支

表 6.3: 測定を行ったヒーターの条件

$m$	$P_{\text{URH},4\text{K}}^m$ (W)	$P_{\text{FE},4\text{K}}^m$ (W)	$P_{\text{URH},40\text{K}}^m$ (W)	$P_{\text{FE},40\text{K}}^m$ (W)
1	0.12	0.10	1.82	5.48
2	0.12	0.10	1.82	0.40
3	0.12	0.10	0.40	5.48
4	0.00	0.00	1.82	5.48
5	0.00	0.00	0.00	0.00

表 6.4: 40 K stage に搭載した全条件での温度計の測定値。30 分間の温度データの標準偏差により測定誤差を見積もっている。熱コンダクタンスの推定には  $m = 1, 2, 3, 5$  のみを使用する。

$m$	$T_{\text{URH},40\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{FE},40\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{BB},40\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{PTC},40\text{K}}^m$ (K)
1	$68.55 \pm 0.01$	$95.72 \pm 0.09$	$63.52 \pm 0.12$	$45.09 \pm 0.20$
2	$62.20 \pm 0.09$	$70.04 \pm 0.09$	$57.97 \pm 0.11$	$43.08 \pm 0.14$
3	$69.17 \pm 0.08$	$97.45 \pm 0.09$	$64.48 \pm 0.10$	$45.49 \pm 0.12$
4	$72.21 \pm 0.08$	$100.6 \pm 0.1$	$66.68 \pm 0.09$	$46.09 \pm 0.10$
5	$55.83 \pm 0.09$	$62.32 \pm 0.10$	$52.90 \pm 0.08$	$40.90 \pm 0.13$

表 6.5: 4 K stage に搭載した全条件での温度計の測定値。30 分間の温度データの標準偏差により測定誤差を見積もっている。熱コンダクタンスの推定には  $m = 1, 4$  のみを使用する。

$m$	$T_{\text{URH},4\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{FE},4\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{BB},4\text{K}}^m$ (K)	$T_{\text{PTC},4\text{K}}^m$ (K)
1	$6.152 \pm 0.015$	$16.77 \pm 0.01$	$5.934 \pm 0.022$	$4.441 \pm 0.216$
2	$5.920 \pm 0.010$	$16.19 \pm 0.01$	$5.700 \pm 0.018$	$4.306 \pm 0.201$
3	$6.217 \pm 0.011$	$16.92 \pm 0.01$	$6.000 \pm 0.019$	$4.482 \pm 0.209$
4	$5.990 \pm 0.011$	$14.28 \pm 0.01$	$5.812 \pm 0.017$	$4.365 \pm 0.203$
5	$5.355 \pm 0.012$	$12.60 \pm 0.01$	$5.177 \pm 0.018$	$3.974 \pm 0.192$

条件を、ヒーター条件  $m$  ごとに連立させることで、熱コンダクタンス  $G$  および外部からの入熱  $Q$  を未知数とする非線形方程式系を得た。これらの条件式を非線形最小二乗問題として解くことにより、測定された温度分布を最もよく再現する  $G$  および  $Q$  の値を同定した。

## 6.4 $G$ と $Q$ の推定

### 6.4.1 40 K ヒートリンクの $G$ と $Q$

前章の測定結果を元にした解析によって、40 K ヒートリンクの熱コンダクタンス、および外部入熱が推定できる。それらの値を表 6.6 に示す。

表 6.6: 40 K ヒートリンクに対して同定された熱コンダクタンス、外部入熱の値

パラメータ	
$G_{BB-1,40K}$	$2.91 \pm 0.26$ W/K
$G_{FE,40K}$	$0.26 \pm 0.01$ W/K
$G_{BB-2,40K}$	$4.46 \pm 0.63$ W/K
$G_{HS,40K}$	$1.02 \pm 0.14$ W/K
$Q_{URH,40K}$	$4.47 \pm 0.63$ W
$Q_{FE,40K}$	$2.11 \pm 0.12$ W
$Q_{BB,40K}$	$6.01 \pm 1.70$ W

表 6.6 に示す不確かさは、非線形最小二乗フィットの結果をもとに、最適解付近での残差の分散を評価し、その分散から推定した共分散行列を使って計算した標準誤差 ( $1\sigma$ ) である。これらの推定誤差は、温度計測に伴う測定誤差、ヒーター入力電力の不確かさ、及びモデル簡略化に起因する誤差を含んだ実効的な推定不確かさを表している。

ここで、 $G_{FE,40K}$  の値が他の  $G$  と比較して小さいことに言及しておく。これは、radiation shell の FE 部分の素材変更に起因する熱伝導性能の低下よりも、40 K ヒートリンクのアルミストラップ (以後単に 40 K アルミストラップと呼ぶ) 自体の性能が不足していることを示している。実際、40 K アルミストラップの設計上の熱コンダクタンスは、材質、および形状 (長さおよび断面積) から  $G_{FE,40K}^{\text{design}} \sim 4.4$  W/K であると見積もられており測定値はこれよりも 1 桁小さい値が推定されている。この原因の推定および改善策に関しては次節で考察する。

次に熱性能を推定する手法の妥当性を検証するため、推定されたパラメータを用いて PTC のコールドヘッド の温度を境界条件として用いて、40 K ヒートリンク各部の温度を再計算した結果を表 6.7 に示す。実測値と推定値との差の平均絶対値は、各部位においておおむね 1 K から 2 K 程度に収まっており、本解析手法により 40 K ヒートリンクの熱挙動を十分な精度で再現できていることが確認された。

表 6.7: 40 K ヒートリンク：各測定条件  $m$  における温度の実測値および推定値

$m$		$T_{\text{PTC},40\text{K}}$	$T_{\text{URH},40\text{K}}$	$T_{\text{FE},40\text{K}}$	$T_{\text{BB},40\text{K}}$
1	実測	45.1	68.6	95.7	63.5
	推定	–	69.8	97.3	64.5
2	実測	43.1	62.2	70.0	58.0
	推定	–	61.7	69.3	57.6
3	実測	45.5	69.2	97.5	64.5
	推定	–	68.0	96.0	63.6
5	実測	40.9	55.8	62.4	52.9
	推定	–	56.2	62.9	53.2
–	絶対差の平均	–	0.8	1.1	0.7

#### 6.4.2 4 K ヒートリンクの $G$ と $Q$

4 K ヒートリンクに対するパラメータ推定結果を表 6.8 に示す。この推定値に関しては、拘束条件の数とパラメータ数が一致しているため、解析的に解いた厳密解を中央値としている。残差に基づく統計的な誤差評価を行うことができないため、各温度計の定常状態における温度揺らぎの標準偏差およびヒーター入力電力の不確かさを事前情報として与え、測定値に乱数摂動を加えるモンテカルロ法により誤差伝播を評価した。得られたパラメータ分布の標準偏差を、熱コンダクタンスおよび外部入熱の不確かさ ( $1\sigma$ ) として採用した。

表 6.8: 4 K ヒートリンクに対して同定された熱コンダクタンス、外部入熱の値。ただし、 $G_{\text{HS},4\text{K}}$  および  $Q_{\text{BB},4\text{K}}$  は温度変化が小さすぎて、温度計の温度揺らぎの影響で正確な推定が行えなかったため、参考値に留める。

パラメータ	
$G_{\text{BB},4\text{K}}$	$3.13 \pm 0.87 \text{ W/K}$
$G_{\text{shell},4\text{K}}$	$0.0422 \pm 0.0084 \text{ W/K}$
$G_{\text{HS},4\text{K}}$	$(-0.517 \pm 219 \text{ W/K})$ 参考値
$Q_{\text{URH},4\text{K}}$	$0.559 \pm 0.165 \text{ W}$
$Q_{\text{FE},4\text{K}}$	$0.358 \pm 0.071 \text{ W}$
$Q_{\text{BB},4\text{K}}$	$(-1.69 \pm 319 \text{ W})$ 参考値

また、表 6.8 に示すように、 $G_{HS,4K}$  および  $Q_{BB,4K}$  の推定誤差は推定値に対して著しく大きく、推定値自体が負の値をとっている。これは、測定した 2 条件間における温度差の差が各温度計の定常状態における測定揺らぎと同程度以下であり、パラメータ変化に起因する温度応答が観測ノイズに埋もれてしまったためである。この結果、4K stage の銅ストラップに関しては、与えられた測定条件の範囲内では熱コンダクタンスを一意に拘束することができず、本解析により得られた  $G_{HS,4K}$  は定量的な評価というよりも、測定系の感度限界を反映した参考値にとどまる。

一方で、本測定の主目的である、銅ストラップ本数を変更した条件下において、クライオスタット冷却が所定の温度要求を満たすかどうかの検証については、個々の熱コンダクタンスを厳密に同定する必要はない。実測された温度分布および銅ストラップ両端の温度差に基づく評価により、冷却性能が要求水準を満たしているか否かを直接的に判断することが可能である。これらの検証結果については、次章において測定温度データを用いた評価手法について詳述する。



## 第 7 章

# 評価試験を踏まえたヒートリンク構成の決定

### 7.1 3つのシナリオに基づく検討

PTC のコールドヘッド温度およびヒートリンクの熱伝導性能を複数のシナリオケース (Case) で仮定して、読出口、開口部の温度が要求値に対してどのような値を取るかを推定し、各所の到達温度の目標を満たす、最終的なヒートリンクの構成を決定する。仮定する Case は、表 7.1 に示した 3 つの Case (Case 0, Case 1, Case 2) である。なお、Case 0 は前章の試験と全く同じ構成であり、Case 1 と Case 2 での性能向上の度合いを定量視するための参考シナリオケースである。

表 7.1: 温度推定を行う 3 つのシナリオケースの条件一覧。

	Case 0	Case 1	Case 2
銅ストラップの本数 (40 K stage / 4 K stage)	1 / 1	2 / 6	2 / 6
MLI による PTC CH への放射断熱	断熱なし	断熱あり	断熱あり
アルミストラップの強化 (40 K stage / 4 K stage)	試験通り	試験通り	試験から 4 倍 / 10 倍

Case 1 は、Case 0 から銅ストラップの本数を最大数 (40 K stage : 2 本、4 K stage : 6 本) 搭載した上で、PTC のコールドヘッドへの熱放射を遮る MLI を搭載した場合の推定である (図 7.2)。銅ストラップは同一設計のものを並列に接続するため、銅ストラップ部分の熱コンダクタンス  $G_{HS}$  は、前章 (つまり Case 0) で測定した結果の 2 倍 (40 K stage) と 6 倍 (4 K stage) の熱コンダクタンスとなる。

また、MLI を搭載した際の PTC のコールドヘッドへの入熱は、クライオスタットへの入熱 (前章のヒーター入熱  $P$  および推定放射入熱  $Q$ ) のみであると仮定した。そして、PTC コールドヘッドの到達温度  $T_{PTC}$  は、図 4.9 に示した Capacity curve に

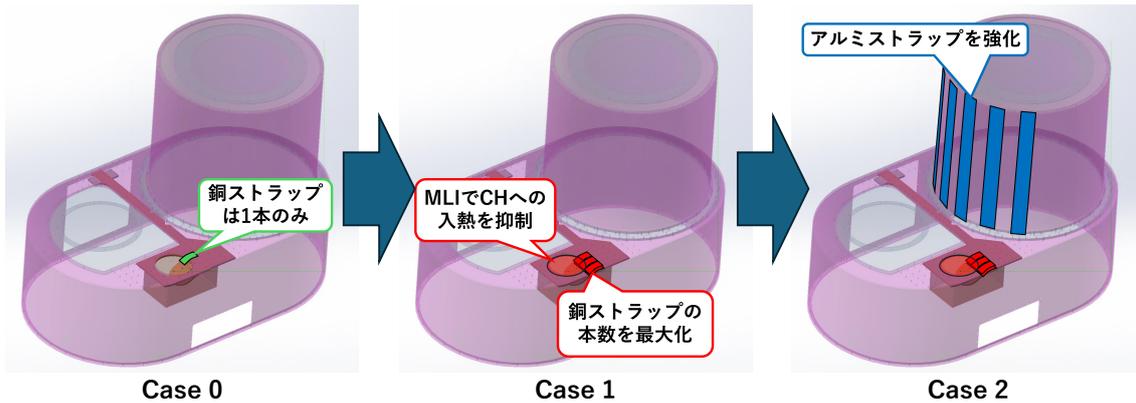


図 7.1: 表 7.1 に示した 3 つのシナリオケースの図説。前章の試験に準拠した Case 0 から、2 段階で冷却性能を向上させた場合で温度推定を行い、最終的なヒートリンクの構成を決定する。

よって決定した。

Case 2 は、Case 1 に加えてアルミストラップを追加、強化することで、開口部側の熱伝導性を改善するものである。



図 7.2: 40 K stage の銅ストラップ (左) と 4 K stage の銅ストラップ (右)。最大で前者は 2 本、後者は 6 本の銅ストラップが搭載可能である。

### 7.1.1 Case 1, Case 2 の温度推定 : 40 K stage

表 6.6 より、40 K stage に銅ストラップを 2 本搭載した場合の熱コンダクタンスは

$$G_{\text{HS},40\text{K}}^{(2)} = 2.04 \pm 0.28 \text{ W/K} \quad (7.1)$$

となる。境界条件として  $T_{\text{PTC},40\text{K}}$  を設定した上で、Case 0、Case 1 および Case 2 での読出口および開口部の定常温度を推定する。推定の詳細な条件を表 7.2 に示す。

表 7.2: 40 K ヒートリンクの温度推定を行った 3 つのシナリオ条件の詳細

	Case 0	Case 1	Case 2
銅ストラップの本数	1	2	2
$T_{\text{PTC},40\text{K}}$ (K)	45.1	35.0	35.0
$G_{\text{FE},40\text{K}}$ (W/K)	$0.26 \pm 0.01$	$0.26 \pm 0.01$	$1.02 \pm 0.02$

Case 1 および Case 2 の  $T_{\text{PTC},40\text{K}}$  には、想定した入熱  $P_{\text{URH},40\text{K}}$ 、 $P_{\text{FE},40\text{K}}$  と、推定した放射入熱  $Q_{\text{URH},40\text{K}}$ 、 $Q_{\text{FE},40\text{K}}$ 、 $Q_{\text{BB},40\text{K}}$  (表 6.6) の合算値 ( $\approx 19.89$  W) が MLI を搭載した際の PTC に対する入熱だと考えた。この入熱量と図 4.9 に示した PTC の capacity curve に基づいて、 $T_{\text{PTC},40\text{K}} \approx 35.0$  K と設定した。このとき、4 K コールドヘッドへの入熱も  $T_{\text{PTC},40\text{K}}$  影響するが、SAT の入熱モデルの値を超える 1.35 W の入熱があるとしても、 $T_{\text{PTC},40\text{K}}$  は 35 K を超えないとして見積もられる。

また、Case 2 は、開口部側のボトルネックを解消した場合に目標温度へ到達できるかを確認する解析である。Case 1 の推定結果から開口部側の温度差 ( $T_{\text{FE},40\text{K}} - T_{\text{C}}$ ) を 1/4 程度にできれば温度目標値を達成できる見通しを得たため、 $G_{\text{FE},40\text{K}}$  の目標値を、現在の測定で得られた値の 4 倍である 1.02 W/K に設定し、その値を用いて温度推定を行っている。

表 7.3: 40 K コールドヘッドの温度に対する、40 K ヒートリンクの読出口、開口部の温度推定値。

	Case 0	Case 1	Case 2
$T_{\text{PTC},40\text{K}}$ (K)	45.09	35.00	35.00
$T_{\text{URH},40\text{K}}$ (K)	$68.55 \pm 0.01$	$50.0 \pm 0.4$	$50.0 \pm 0.4$
$T_{\text{FE},40\text{K}}$ (K)	$95.72 \pm 0.09$	$77.5 \pm 0.5$	$55.2 \pm 0.6$

表 7.4: 40 K stage の温度要求値。表 4.3 の一部抜粋再掲。

パラメータ	要求温度 (K)	目標温度 (K)
$T_{\text{URH},40\text{K}}$	50	50
$T_{\text{FE},40\text{K}}$	70	55

推定された到達温度の結果を表 7.3 に示す。表 4.3 にて設定した温度要求値 (表 7.4

に再掲) と比較すると、読出口の温度  $T_{URH,40K}$  は Case 1 および Case 2 では目標値に誤差の範囲で到達している。一方、Case 1 では開口部の温度  $T_{FE,40K}$  が目標値に届かないが、Case 2 では目標値を満たす。このことから、40 K ヒートリンクのアルミストラップ部分の熱性能を増強する必要性が確認できた。

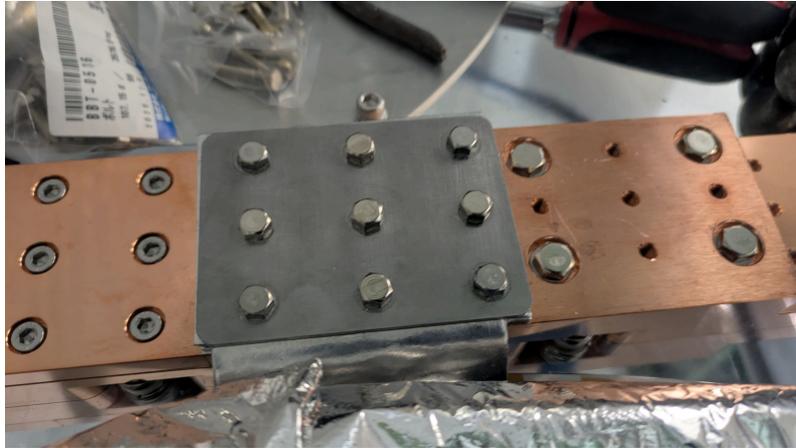


図 7.3: 40 K アルミストラップと 40 K バスバーの締結部。5枚の 5N8 純アルミ板をステンレスのプレートとバスバーで挟み込む形となっているが、バスバーと 5N8 アルミ板、およびアルミ板同士の熱的接触が十分に確保されていない可能性が高い。

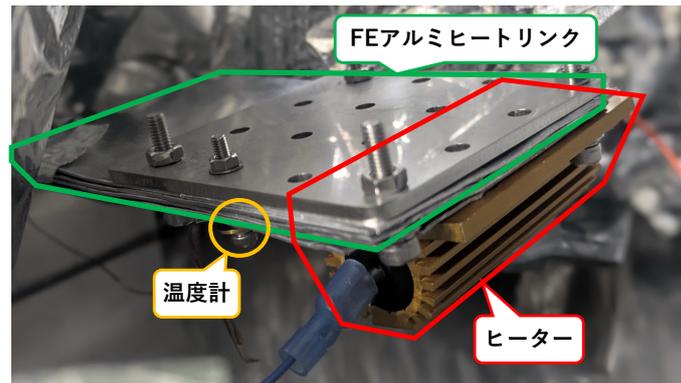


図 7.4: 40 K アルミストラップの開口部側に取り付けたヒーターと温度計の様子。本来は HWP が画像下方に搭載され、そこに 16 本のネジによって固定される設計である。しかしながら本測定では HWP は搭載されていないため宙に浮いた状態になっており、アルミストラップを上下から強固に挟み込むことができていない。そのためアルミストラップを構成する 5 枚のアルミ板同士の接触が甘くなっていることが考えられる。

■ Case 1 で開口部側が温度要求を満たさなかった原因の考察 6.4 節にて言及したように、同定された  $G_{FE,40K} = 0.256 \text{ W/K}$  は設計値 ( $\sim 4.4 \text{ W/K}$ ) より 1 桁以上小さい。これは、バスバーへの 40 K アルミストラップ取り付け部 (図 7.3) およびヒーター、温度計の取り付け部 (図 7.4) での接触による熱コンダクタンスが小さく、みか

けの熱コンダクタンスを低下させていると考えるのが妥当である。アルミストラップは1mmのアルミ板を5枚積層した構造であり、アルミ板同士の間での熱接触はアルミストラップ両端の締結部が支配的となる。接触熱コンダクタンスは、大まかには接触する金属素材の性質と真の接触面積によって決定し、表面が凹凸している部材同士の接触では真の接触面積が小さくなり接触部での熱コンダクタンスが減少する。実際、締結部は金属同士の直接の接触のみであることに加え、40 K アルミストラップに用いた厚さ1mmの5N8純アルミ材は非常に柔らかく、ネジ穴加工時の負荷によって湾曲していた。加工後に平坦化を試みているものの、それが不完全であった場合、取り付け時に実際に接触している領域が限定され、実効的な接触面積が設計値より小さくなることで見かけの接触熱コンダクタンスが減少した可能性が高い。つまり、Case 1の段階で開口部が温度要求を満たせなかった原因は、アルミストラップの接触部の処理が不十分であったために接触部の熱コンダクタンスが低下した結果であると考えられる。接触部の処理に関しては改善の余地が大きく、接触熱コンダクタンスを増強することは可能であるため、アルミストラップ経路のみかけの熱コンダクタンス  $G_{FE,40K}$  を、Case 2のように前章での推定値から4倍にすることは可能であると見込まれる。このことは、7.2節にて、より具体的かつ定量的に検討する。

### 7.1.2 Case 1, Case 2 の温度推定：4 K stage

4 K stage の銅ストラップについては、測定した銅ストラップ両端の温度差  $T_{BB,4K} - T_{PTC,4K}$  の差が2条件間で小さく、定常時の温度揺らぎと同程度であったため、単一の銅ストラップの熱コンダクタンス  $G_{HS,4K}^{(1)}$  を一意に同定できなかった。そこで本節では、同一仕様の銅ストラップを並列に増設した場合、合計の熱コンダクタンスが銅ストラップの本数  $N$  に比例して増加し、同一の熱流に対する温度差が

$$\Delta T_{HS,4K}^N \propto \frac{1}{N} \quad (7.2)$$

で減少するという近似を用いて、設計本数である6本搭載時の読出口および開口部の温度を推定する。

本近似は、PTCのコールドヘッドと4 K stage を熱的に接続する経路が銅ストラップに限られること、6本のストラップが同一仕様・同等の接触条件でバスバーに並列接続される設計であることの2点から妥当であると考えられる。

ヒーター入熱を、表4.2に示した  $P_{URH,4K} = 0.12 \text{ W}$ 、 $P_{FE,4K} = 0.10 \text{ W}$  に設定した際の銅ストラップでの温度差は、

$$\Delta T_{HS,4K} = T_{BB,4K} - T_{PTC,4K} \approx 5.93 - 4.44 = 1.49 \text{ K} \quad (7.3)$$

であるため、これを1/6した  $\Delta T_{HS,4K} \approx 0.25 \text{ K}$  を温度推定に用いた。

このモデルに基づいて、冷凍機での境界条件として  $T_{\text{PTC},4\text{K}}$  を設定し、Case 0、Case 1 および Case 2 での読出口、開口部の定常温度を推定する。各シナリオケースの詳細な条件を、表 7.5 に示した。

表 7.5: 4K ヒートリンクの温度推定を行った3つのシナリオ条件の詳細

	Case 0	Case 1	Case 2
$N_{\text{HS},4\text{K}}$	1	6	6
$T_{\text{PTC},4\text{K}}$ (K)	4.44	3.40	3.40
$G_{\text{shell},4\text{K}}$ (W/K)	0.0422	0.0422	0.422

40K ヒートリンクと同様に Case 1 および Case 2 では、推定された入熱と図 4.9 に基づいて  $T_{\text{PTC},4\text{K}}$  を 3.40K に決定した。また Case 1 の結果を踏まえると、開口部への熱経路の温度差  $T_{\text{FE},4\text{K}} - T_{\text{BB},4\text{K}}$  が 1/10 程度になれば開口部の温度目標値を達成することが示された。そこで Case 2 では開口部への熱経路の熱コンダクタンス ( $G_{\text{shell},4\text{K}}$ ) の目標値を、測定で得られた推定値の 10 倍の値である 0.422 W/K に設定して温度推定を行う。

これらの条件に対する温度推定の結果を表 7.6 に示した。

表 7.6: 4K コールドヘッドの温度に対する、4K ヒートリンクの読出口、開口部の温度推定値

	Case 0	Case 1	Case 2
$T_{\text{PTC},4\text{K}}$ (K)	4.44	3.40	3.40
$T_{\text{URH},4\text{K}}$ (K)	6.15	$3.87 \pm 0.01$	$3.87 \pm 0.01$
$T_{\text{FE},4\text{K}}$ (K)	16.8	$14.6 \pm 0.6$	$4.74 \pm 0.06$

表 7.7: 4K stage の温度要求値。表 4.3 の一部抜粋再掲

パラメータ	要求温度 (K)	目標温度 (K)
$T_{\text{URH},4\text{K}}$	4.0	4.0
$T_{\text{FE},4\text{K}}$	-	5.0

この結果を表 4.3 の要求値および目標値 (表 7.7 に抜粋して再掲) と比較すると、読出口の温度  $T_{\text{URH},4\text{K}}$  は Case 1 および Case 2 とともに要求温度 (4.0 K) を満たす。一方、開口部の温度  $T_{\text{FE},4\text{K}}$  は Case 1 では要求温度 (5.0 K) に到達できず、Case 2 では目標を達成している。

### 7.1.3 検討の結果のまとめ

以上のように、銅ストラップを最大数搭載して PTC のコールドヘッドへの放射入熱が低減されたと仮定した Case 1 においては、4K stage、40K stage いずれにおいても読出口の温度は目標値に到達する一方で、開口部の温度が要求未達となる見込みである。しかし、開口部への熱伝導性能を強化した Case 2 は開口部の温度目標を達成できる。次節では、この熱性能を達成するための具体的な手法を検討する。

## 7.2 開口部への熱伝導度強化に向けた検討

前節の Case 2 で設定した目標熱コンダクタンス ( $G_{FE,40K}$  が 4 倍の  $1.02 \text{ W/K}$ 、 $G_{shell,4K}$  が 10 倍の  $0.422 \text{ W/K}$ ) を達成するための手法について考察する。まず 7.2.1 節において、40K アルミストラップの接触熱コンダクタンスの改善に関して検討を行う。さらに 7.2.2 節において、4K stage の radiation shell の Front End 部分の側面に取り付ける 5N8 アルミストラップ量を見積もる。

### 7.2.1 40K アルミストラップの接触熱コンダクタンスの改善

40K アルミストラップの熱性能を 4 倍以上に高める (つまり、 $G_{40K,FE} \geq 1.02 \text{ W/K}$  を実現する) ための手法として、接触熱コンダクタンスの増強を考える。測定を行った 40K アルミストラップに関して、実効的な接触面積が小さいこと、5 層構造に起因する熱伝導度の低下などを合わせて実効的な接触熱コンダクタンスとして取り扱い、設計値  $G_{FE,40K}^{\text{designed}}$  と前章の実測値  $G_{FE,40K}^{\text{measured}}$  から、40K アルミストラップとバスバーの接触熱コンダクタンス  $G_{\text{contact}}$  を求める。

$$\begin{aligned} \frac{1}{G_{FE,40K}^{\text{designed}}} + \frac{1}{G_{\text{contact}}} &= \frac{1}{G_{FE,40K}^{\text{measured}}} \\ \frac{1}{4.4} + \frac{1}{G_{\text{contact}}} &= \frac{1}{0.256} \\ G_{\text{contact}} &\approx 0.24 \text{ W/K} \end{aligned} \quad (7.4)$$

また、40K アルミストラップとバスバーの接触面積は  $85.5 \text{ mm} \times 65 \text{ mm} \approx 5.6 \times 10^{-3} \text{ m}^2$  であったので、面積あたりの実効的な熱接触コンダクタンス  $h_{\text{contact}}$  は、

$$h_{\text{contact}} = \frac{2.4 \times 10^{-1}}{5.6 \times 10^{-3}} \approx 43 \text{ W/m}^2\text{K} \quad (7.5)$$

と得られる。

この単位面積あたりの接触熱コンダクタンス  $h_{\text{contact}}$  は、Ekin (2006) [36] に示されたような、銅同士 (図 7.5 中 Cu-Cu)、アルミニウム同士 (図 7.5 中 Al-Al) の 40 K 付近での典型的な接触熱コンダクタンスの概算値 ( $2 \times 10^{-2} \sim 1 \text{ W/K}$ ) / ( $1 \text{ cm}^2$ ) =  $200 \sim 10000 \text{ W/m}^2\text{K}$  と比較しても有意に小さい。

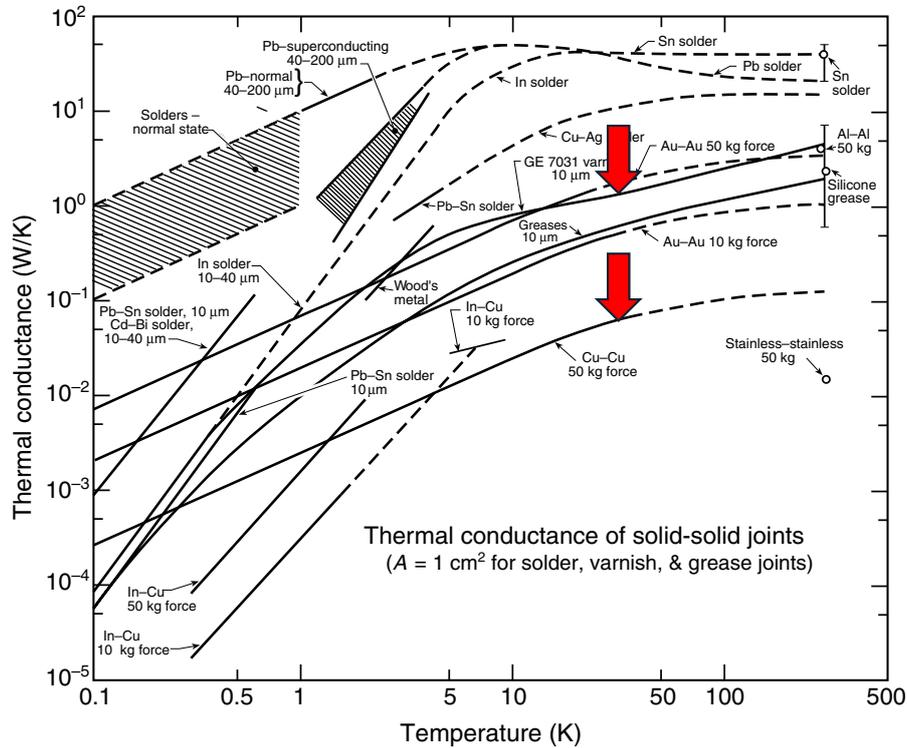


図 7.5: 素材ごとの接触熱コンダクタンス。Ekin (2006) [36], p.63, Fig 2.7 より改変して転載

その原因として、接触面の歪みにより実効的な接触面積  $A_{\text{eff}}$  が設計値に基づく接触面積  $A$  に比べて小さいことが考えられる。ここで、同程度の面圧・材質条件で単位面積当たりの接触熱コンダクタンスが文献値  $h_{\text{Ekin}}$  に近いと仮定すると、

$$h_{\text{contact}} \simeq \eta h_{\text{Ekin}}, \quad \eta \equiv \frac{A_{\text{eff}}}{A} \quad (7.6)$$

と書ける。本測定で得られた  $h_{\text{contact}} \approx 43 \text{ W/m}^2\text{K}$  は  $h_{\text{Ekin}} > 200 \text{ W/m}^2\text{K}$  の概ね  $1/4$  以下であるため、有効接触面積  $A_{\text{eff}}$  が公称接触面積の約  $1/4$  未満に留まっていると解釈できる。

そこで、低い接触熱コンダクタンスと小さい有効接触面積を改善する策を考える。熱伝導グリス Apiezon N を用いると、極低温下での接触熱コンダクタンスを容易に増大できる。Apiezon N は真空低温下でも使用可能な熱伝導グリスであり、接触熱コンダクタンスを増大させるだけでなく、接触部材同士の隙間に入り込むことによって実効的な接触面積を増加させる役割も持つ。メーカー白書 (Apiezon white paper;

Lashbrook, 2015[37]) では、低温域での界面グリースの有効性がまとめられており、40 K 付近において、銅同士の接触界面への Apiezon N の塗布により接触熱コンダクタンスが 10 ~ 100 倍改善すると報告されている。つまり、Apiezon N を接触界面に使用することで (さらに、40 K アルミストラップの接触面の平滑化を施し、実効的な接触面積を増加させることで)、どれだけ小さく見積もっても熱接触コンダクタンスを 10 倍に改善できる。式 (7.4) で推定した  $G_{\text{contact}}$  の値が 10 倍になったとして、性能が向上したアルミストラップの熱コンダクタンス  $G_{\text{FE},40\text{K}}^{\text{improved}}$  の値を見積もると、

$$\begin{aligned} G_{\text{FE},40\text{K}}^{\text{improved}} &= \left( \frac{1}{G_{\text{FE},40\text{K}}^{\text{designed}}} + \frac{1}{G_{\text{contact}} \times 10} \right)^{-1} \\ &= \left( \frac{1}{4.4} + \frac{1}{0.24 \times 10} \right)^{-1} \\ &\approx 1.6 \text{ W/K} \end{aligned} \quad (7.7)$$

となり、目標値であった  $G_{\text{FE},40\text{K}} \geq 1.02 \text{ W/K}$  が実現できる。

なお Salerno and Kittel (1997) [38] によると、4.2 K 付近においては銅同士の接触において、接触面への Apiezon N の塗布によって、最小でも 1 桁以上の接触熱コンダクタンスの改善が見られ、この傾向はアルミニウムにおいても同様であると報告されている。そのため、この Apiezon N の使用によって、4 K stage においても接触熱コンダクタンスを向上させる効果も期待できるため、4 K radiation shell の FE 部分へ追加するヒートリンクの熱接触にも Apiezon N を用いる。

### 7.2.2 4 K stage の Front End 部に高純度アルミニウムのアルミストラップを追加

4 K radiation shell の FE 部分の熱伝導性を改善するため、その側面に図 7.6 のような追加のアルミストラップを複数搭載する。素材は 40 K アルミストラップと同様に 5N8 の高純度アルミニウムを用い、FE 部分の上下に位置するタップ穴にネジで固定する。本節ではこのヒートリンクの必要量を見積もる。

必要なヒートリンクの量を見積もるため、図 7.7 に示したような形式でヒートリンクのモデル化を行い、熱コンダクタンスを見積った。このモデルでは、ヒートリンクの上下に幅 10 mm の接触面があり、その部分で 7.2.1 節で見積もった、Apiezon N を使用した場合の単位面積あたりの接触熱コンダクタンス  $h_{\text{contact}}^{\text{ApiezonN}} \geq h_{\text{contact}} \times 10 \approx 430 \text{ W/m}^2\text{K}$  が発生していると考える。ヒートリンクの長さは、4 K stage の FE radiation shell の高さに準拠して ~700 mm として見積もり、5N8 純アルミの熱伝導度は Ekin (2006) [36] に基づいて、 $1 \times 10^4 \text{ W/m/K}$  とした。ヒートリンクの横幅を  $L \text{ mm}$  として熱コンダクタンスを推定し、測定値の 10 倍の熱コンダクタンスを実現

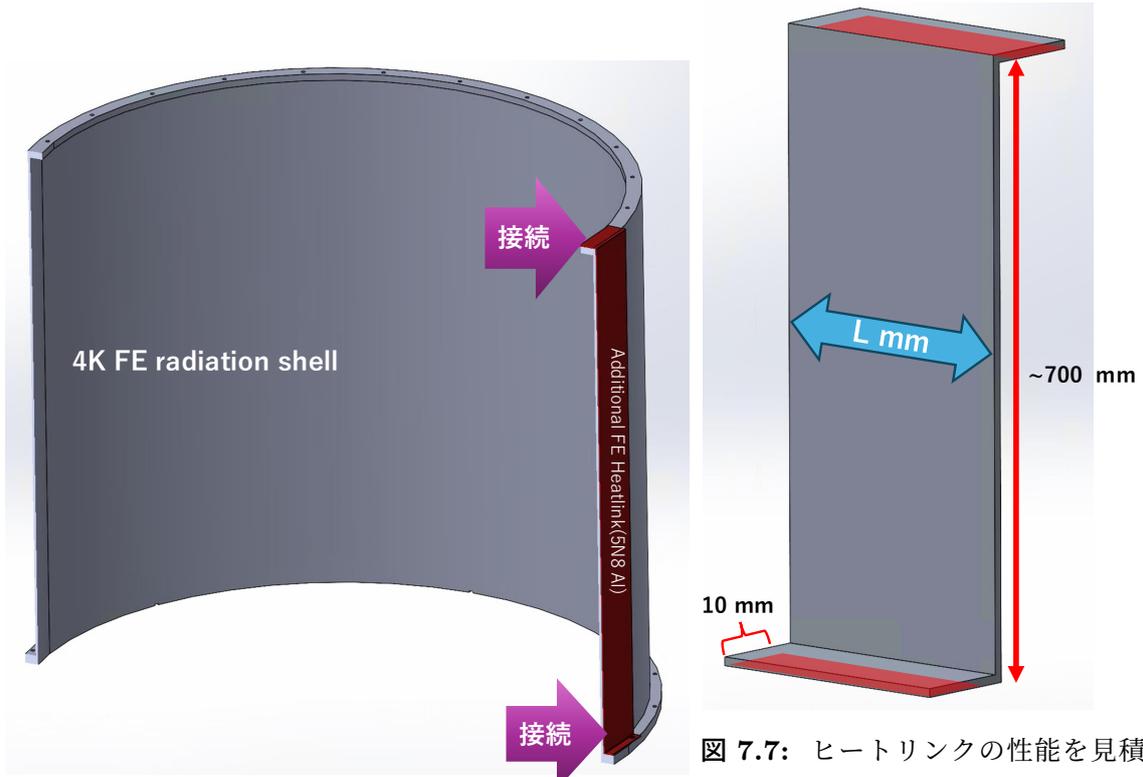


図 7.6: FE radiation shell 側面に追加するヒートリンクのイメージ図。40 K アルミヒートリンクと同様、1 mm 厚の 5N8 純アルミで製作する。

図 7.7: ヒートリンクの性能を見積もる上で用いた、4K stage に搭載する新たな FE へのヒートリンクのモデル。幅を  $L$  mm とし、増強したい熱伝導度のためにはどれだけの幅が必要かを見積もる。

するための幅を見積もる。

アルミストラップ自体の熱コンダクタンス  $G_{\text{bulk}}(L)$  と接触部分での熱コンダクタンス  $G_{\text{contact}}(L)$  はそれぞれ、

$$G_{\text{bulk}}(L) \simeq 1.0 \times 10^4 \frac{1.0 \times 10^{-3} \cdot L \times 10^{-3}}{700 \times 10^{-3}} = \frac{L}{70} \quad (7.8)$$

$$G_{\text{contact}}(L) \simeq 430 \cdot 10 \times 10^{-3} \cdot L \times 10^{-3} = 4.3 \times 10^{-3} \cdot L \quad (7.9)$$

と表され、合計の熱コンダクタンス  $G_{\text{tot}}$  は、

$$\begin{aligned} G_{\text{tot}} &= \left[ \frac{1}{G_{\text{bulk}}(L)} + \frac{2}{G_{\text{contact}}(L)} \right]^{-1} \\ &\simeq \frac{L}{70 + \frac{2}{4.3} \times 10^3} \\ &\simeq 1.87 \times 10^{-3} \cdot L \text{ [W/K]} \end{aligned} \quad (7.10)$$

この値が測定値  $G_{\text{shell},4\text{K}} = 0.05 \text{ W/K}$  の 10 倍の熱伝導度である  $0.5 \text{ W/K}$  以上にな

るための条件は、

$$L \geq \frac{0.5 \text{ W/K}}{1.87 \times 10^{-3} \text{ W/mm/K}} \simeq 2.7 \times 10^2 \text{ mm} \quad (7.11)$$

となる。例えば幅 80 mm のアルミストラップを 4 本配置すれば  $L = 320 \text{ mm}$  となり要求を満たす。この値は、FE 部分の円周長  $\sim 2,500 \text{ mm}$  に余裕を持って収まる値であり、構造的にも十分実現可能な値である。そのため、さらにアルミストラップを追加するような冗長性を確保することも可能である。

以上より、4 K stage の FE 側へ向かう熱性能はアルミストラップの追加によって、容易に改善できることがわかった。同様なことを、40 K stage の FE 部分についても施せば、40 K stage においても、さらなる熱伝導の冗長性を担保することが可能である。

### 7.3 検討結果のまとめ

前章の試験は PTC コールドヘッドとバスバーを繋ぐ銅ストラップが 40 K stage、4 K stage 共に 1 本のみ、かつ PTC コールドヘッド周りの MLI が未搭載の条件で行った。同定した  $G, Q$  を使って Case 0-2 のシナリオで読出口 / 開口部の温度を見積もった (7.1 節)。その結果、Case 1 では開口部の到達温度が不十分だが、Case 2 ならば要求を満たすことが分かった。その目安となる熱コンダクタンスは、40 K ヒートリンクで  $G_{\text{FE},40\text{K}} \gtrsim 1.02 \text{ W/K}$ 、4 K ヒートリンクで  $G_{\text{shell},4\text{K}} \gtrsim 0.422 \text{ W/K}$  である。

そのための方法は、40 K stage はアルミストラップの接触面の平滑化と Apiezon N の使用で接触の熱抵抗を下げることである (7.2.1 節)。一方、4 K stage での方法は、FE 側面に高純度アルミニウムのアルミストラップを追加することである (7.2.2 節)。どちらも、前章の結果と文献地を用いた計算によって、高い確度で実現できることを見込んでいる。

今後の課題は、上述の方法でヒートリンクを最終的な状態にし、冷却試験によって目標達成を確認することである。



## 第 8 章

# まとめと今後の展望

CMB は人類が観測可能な宇宙最古の光であり、その観測によって宇宙創生の様々な物理が検証できる。その一つが宇宙創生の最大の課題であるインフレーション仮説の検証であり、インフレーション期に生成される原始重力波を、CMB の偏光パターンに刻まれた  $B$  モード偏光として検出することにより検証できる。Simons Observatory は、原始重力波を世界初検出することを目指す地上 CMB 観測実験である。10 年間の観測で、原始重力波の強度指標であるテンソルスカラー比  $r$  に対して、 $\sigma(r) = 0.001$  の精度で測定することを目標としている。

CMB の精密観測において重要になるのが、銀河放射に起因する前景放射の寄与を除去することである。そのためには複数の周波数帯域で観測を行い、CMB と前傾放射成分の周波数スペクトルの違いを利用して、それらを分離・除去する必要がある。つまり、CMB が卓越する周波数帯 (90 GHz-150 GHz) だけでなく、高い周波数帯となる 200-300 GHz 帯 (UHF 帯) と低い周波数帯となる 27-45 GHz 帯 (LF 帯) の観測も求められる。現在 Simons Observatory には LF 帯を観測する SAT は存在しないため、この帯域を観測するための新型小口径望遠鏡、SAT-LF の建設が日本グループ主導で進められている。

本研究では、SAT-LF 受信器の中核をなすクライオスタットの開発を通じて、構造的な安定性のための精度確保および、温度要求を満たすヒートリンクの開発と性能評価の 2 点に取り組んだ。3 章では組み付け面歪みに起因する初期応力の低減を、また 4 章から 7 章ではヒートリンクを設計し課題解決と熱性能評価を扱った。

構造体の開発に関しては、先行開発された SAT でトラスタブが破損した事例 (3.2 節) を踏まえ、SAT-LF では梁によって OVC の変形を抑制する他、組み付け段階で面不整合を抑え初期歪みを低減した。OVC・radiation shell・トラスリングの取り付け面をレーザートラッカーで三次元計測し (3.3 節)、ねじ穴位置ごとの隙間を解析して (3.4 節)、シムプレートを設計・製作した。この手順により取り付け面の適合度を

改善し、真空引き前に過大な初期応力を与えない組み付けを実現した。また、OVCの真空、冷却試験を経て、本対策の有効性を確認した(3.6節)。

クライオスタットはメートルスケールの構造体であるにもかかわらず、たった一台のPTCで40K stage、4K stageを冷却する。そのため、入熱源から冷凍機への熱輸送を補助するヒートリンクが不可欠である(4.3節)。一方で、radiation shellは機械強度の観点から熱性能に劣るA6061を使用せねばならなかった。そのため、無酸素銅によるバスバーや5N8純アルミ等の高熱伝導素材をヒートリンクとして別途配置した(4.1節)。ここで問題となる、異種金属の熱収縮差に起因する拘束熱応力を避けるため、バスバーにスライド機構を導入し、スライド部には $\text{MoS}_2$ コーティングを適用した(4.5.2節)。液体窒素冷却による検証試験では、冷却・昇温を通じて変位が連続的かつ可逆に吸収され、機構が拘束なく動作することを確認した(5章)。

さらにクライオスタットを用いた冷却試験(6章)では、ヒーターによる模擬入熱と定常温度差から熱回路モデルのパラメータ(熱コンダクタンス $G$ と外部入熱 $Q$ )を同定した(6.4節)。その結果から、銅ストラップを増やすことで読出口の温度は要求値を満たす見込みが立った(7章)。さらに、開口部の要求を達成する目安として、40K stageでは $G_{\text{FE},40\text{K}} \gtrsim 1.0 \text{ W/K}$ 、4K stageでは $G_{\text{shell},4\text{K}} \gtrsim 0.4 \text{ W/K}$ 程度の熱コンダクタンスの強化が必要であることを確かめた。この要求性能を達成するために必要な追加のヒートリンクの量と実装方法を見積もった(7.2節)。

今後、銅ストラップやアルミストラップなどを最終化した構成(本研究で決定した構成)で冷却試験を行い、要求温度の達成を検証する。加えて、冷却サイクル反復や振動環境に対する機構の健全性(スライド機構の再現性、緩みや発熱の有無)を確認することも、運用時の信頼性を高めるために重要となる。

最終的に、SAT-LFクライオスタットが要求温度と構造安定性を満たして安定運用に至れば、27GHz-45GHz帯の観測により、Simons Observatoryの前景分離能力が強化され、CMB偏光 $B$ モード探索における系統誤差低減に直接的に寄与する。本研究は、このSAT-LF受信器の成立条件であるクライオスタットに対し、組み立て段階での初期応力リスク低減、異種金属の熱収縮差に起因する熱応力の回避機構の実証、ならびに実機冷却試験に基づく熱性能を同定し、要求達成に向けた改良方針(FE側熱経路の増強)を具体化した。これらの成果は、SAT-LFの安定運用を通じて前景分離能力の向上と系統誤差低減に直接つながり、最終的にSimons Observatoryが目指す原始重力波探索という物理目標の実現に貢献するものとなる。

## 謝辞

本研究を進めるにあたり、多くの方々からご指導・ご支援を賜りました。ここに深く感謝申し上げます。

まず、指導教官である田島治教授に心より御礼申し上げます。京都 CMB グループの長として、常に広い視点と深いご造詣に基づき研究方針について助言をくださり、また修士論文の執筆にあたって多くの示唆とご指導をいただきました。新しい実験のアイデアを絶えず模索されるお姿から、多くを学び、深く尊敬しております。

副指導教官である鈴木惇也助教には、クライオスタット開発のあらゆる場面で多大な助言をいただきました。とりわけクライオスタット組み立ての際にはクレーン操作まで担ってくださり、組み立て作業を進める中で、安全面も含めて大きく支えていただきました。さらに温度測定システムの構築など、ハードウェアに関する卓越した技術力に幾度となく助けられました。

安達俊介准教授 (現・岡山大学) には、液体窒素槽の開発や MLI の開発・組み付けなどで多くのご助力をいただきました。親しみやすいお人柄に支えられ、なんでも相談しやすい環境を作って頂いたと感じております。特にチリの観測サイトへの渡航時には、早朝にも関わらず毎日助言をくださり、現地での判断に大きく役立ちました。

東京大学の高倉理助教には、クライオスタットを支持するカートの開発・組み立てを進めていただきました。その成果があってこそクライオスタットの組み立て作業を実現できたと感じております。また、チリの観測サイトへの渡航にも同行いただき、現地での作業や調整において大いに助けていただきました。

宇宙物理学教室の栗田光樹夫准教授には、クライオスタット形状測定のためのレーザートラッカーをお貸しいただきました。ここに感謝申し上げます。

また、研究室秘書の蘆田智子さん、榊原亜紀子さんには、複雑な出張手続きや物品購入に関する事務手続きをはじめ、日々の研究活動を円滑に進めるための多大なご支援をいただきました。煩雑な事務作業を丁寧かつ迅速にご対応いただいたおかげで、研究に専念することができました。ここに深く感謝申し上げます。

中田嘉信さん、竹内広樹さん、笠井優太郎さん、埴村圭吾さん、武市宗一郎さんをはじめとする同じ CMB 実験グループの先輩方には、実験や測定のアイディアに関する議論を通して多くの学びと発見をいただきました。日常の会話から研究の深い話まで、様々なことを教えていただき、日々の研究を進める上で大きな支えとなりました。

また、京都高エネの皆様、とりわけ同期の奥本成美さん、鴛原泰輝くん、佐々木駿斗くん、林洗樹くんは、日々の研究生生活を楽しいものにしてくれただけでなく、皆さんの頑張る姿が自分の研究へのモチベーションを高める大きな力になりました。

最後に、研究生生活を温かく応援し、経済的にも日常生活の面でも支えてくれた家族に心から感謝します。特に昨年 12 月に亡くなった祖父は、最期まで変わらず、私の研究を心から応援してくれました。その言葉に何度も救われたことを記し、感謝とともに本論文を捧げます。

## 付録 A

# LAT の物理目標

CMB の偏光観測からは、インフレーション以外にも様々な物理に対するアプローチが可能である。ここでは特に、小角度スケール (高  $\ell$ ) の観測から LAT が狙う、二つの物理、ニュートリノ有効世代数  $N_{\text{eff}}$  とニュートリノ質量和  $\Sigma m_\nu$  について取り扱う。

### A.1 ニュートリノ有効世代数

ニュートリノは標準模型における中性レプトンであり、スピン 1/2 を持つ非常に小さい質量を持ったフェルミ粒子である。電子ニュートリノ、ミューニュートリノ、タウニュートリノの 3 世代が発見されている。ニュートリノはその質量の小ささから、宇宙の腫れ上がり、すなわち CMB ができた時には放射成分として振る舞うことが知られている。ここで光子のエネルギー密度を  $\rho_\gamma$ 、放射成分のエネルギー密度を  $\rho_{\text{rad}}$  とすると、有効的なニュートリノの世代数を  $N_{\text{eff}}$  とすると、

$$N_{\text{eff}} = \frac{8}{7} \left( \frac{11}{4} \right)^{\frac{4}{3}} \left[ \frac{\rho_{\text{rad}}}{\rho + \gamma} - 1 \right] \quad (\text{A.1})$$

と表される。 $\Lambda$ CDM モデルではニュートリノの世代数は、他の粒子との相互作用や QED の工事補正の影響により 3 からずれ、 $N_{\text{eff}} = 3.044$  であると预言されている。

標準模型を超えた物理として、非常に軽い、もしくは質量を持たない粒子が生成されたとすると、この粒子による影響によって、 $\rho_{\text{rad}}$  が预言値からずれることが予想される。 $\rho_\gamma$  は CMB の温度により求められるため、式 (A.1) によって  $\rho_{\text{rad}}$  は  $N_{\text{eff}}$  と結び付けられる。すなわち、 $N_{\text{eff}}$  の精密な測定は、標準模型を超えた物理に感度を持つのである。

特に、 $N_{\text{eff}}$  の変化に伴って  $\rho_{\text{rad}}$  が変化すると、宇宙の傍聴の仕方に影響を及ぼし、CMB のパワースペクトルの、特に高  $\ell$  の領域に変化が生じる。そのため細かい角度分解能を有する LAT による、小角度スケールの観測によって新たな物理の探索が期

待されているのである。

## A.2 ニュートリノ質量和

ニュートリノは他の物質粒子に比べて非常に軽く、宇宙初期には高速で運動していた。このため、重力によって集まる場所から分散してしまい、小さなスケールの密度ゆらぎの成長を抑える効果を持つ。言い換えると、ニュートリノに質量があるほど、暗黒物質などが作る宇宙の構造、つまりは物質の集まり方がわずかに滑らかになり、物質分布の時間発展が変化する。

CMB 光子は、最終散乱面から現在まで伝播する途中で、銀河や暗黒物質が作る重力ポテンシャルの分布によって重力レンズ効果を受ける。したがって、CMB の重力レンズ効果を精密に測定することで、途中経路に存在する物質分布の性質を復元できる。その物質分布はニュートリノの分散によって特徴的に変化するため、CMB レンズ観測は 3 世代のニュートリノ質量和  $\Sigma m_\nu$  に制限を与える有力な手段となる。

## 付録 B

# HWP による直線偏光成分の変調の原理

HWP の素材をなすサファイアは複屈折の性質を持つ物質からなっており、プレート上の特定の軸に対して入射光の電場成分を反転させる性質を持つ。これは、図 B.1 左に示したように、入射光の偏光方向の角度  $\chi$  を  $-2\chi$  変化させる効果を持つ。電磁波の偏光、強度を表すストークスパラメータ  $(I, U, Q, V)$  <sup>\*1</sup> を  $\theta$  だけ回転させる操作は、直線偏光成分  $P \equiv Q + iU$  に対してのみ作用し、 $P \rightarrow P \exp(2i\theta)$  と書ける。そのため、HWP は入射光の偏光方向を  $P \rightarrow P \exp(2i(-2\chi)) = P \exp(-4i\chi)$  と変換する効果を持つ。今、HWP は  $\omega_{\text{HWP}} (=2 \text{ Hz})$  で回転しているので、 $\chi = \omega_{\text{HWP}} t$  と書け、HWP を通過した光の直線偏光成分は、

$$P \rightarrow P \exp(-4i\omega_{\text{HWP}} t) \quad (\text{B.1})$$

と表され、HWP の回転周波数に対して 4 倍の周波数の偏光成分を作り出す。この時、この変換は直線偏光成分  $Q, U$  にのみ作用し、無偏光成分  $I$  には作用しないことに留意する。

---

<sup>\*1</sup> ストークスパラメータは光の偏光状態を表す 4 つの量で、 $I$  は全強度、 $Q$  と  $U$  は直線偏光 (基準軸に対する偏光方向の成分:  $Q$  は  $0^\circ / 90^\circ$  の差、 $U$  は  $45^\circ / 135^\circ$  の差を表す)、 $V$  は円偏光を表す。CMB 偏光では通常  $Q, U$  を使い、 $V$  はほぼ 0 とみなされる。

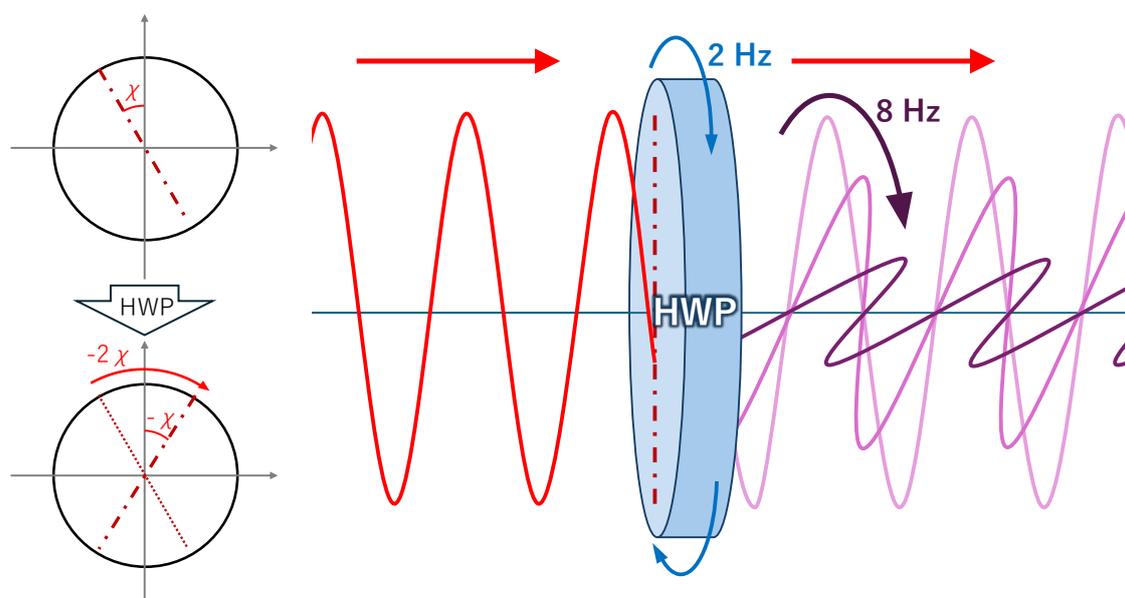


図 B.1: 半波長板による直線偏光角の変換の概念図 (左) および回転 HWP により直線偏光成分が時間変調される様子の模式図 (右)。

## 付録 C

# MLI が放射入熱を低減する仕組み

MLI がない場合、低温側への単位面積あたりの熱流入  $q$  は式 (2.1) から

$$q \simeq \varepsilon_{\text{eff}} \sigma (T_{\text{hot}}^4 - T_{\text{cold}}^4) \quad (\text{C.1})$$

と表される。

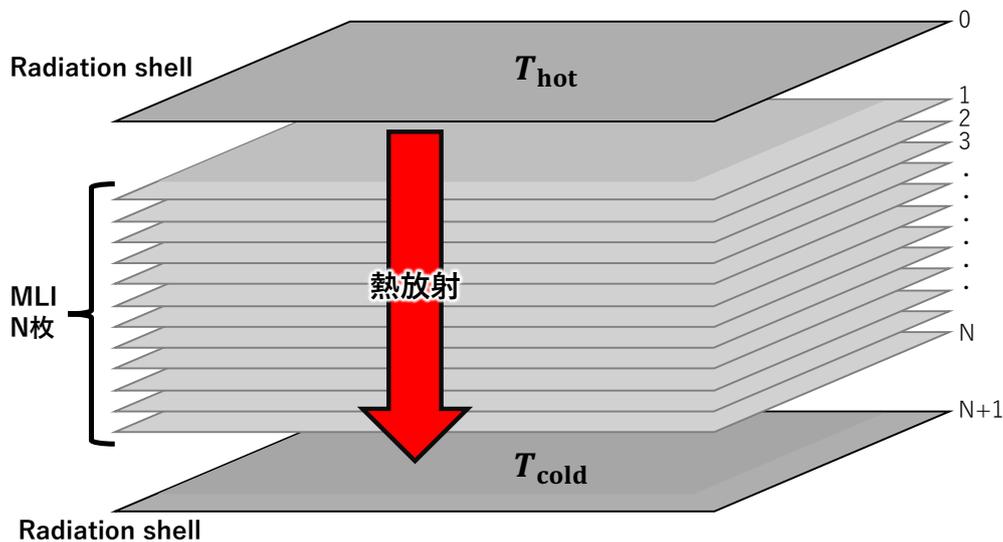


図 C.1: MLI の概念図。高温 stage 側 ( $T_{\text{hot}}$ ) と低温 stage 側 ( $T_{\text{cold}}$ ) の間に  $N$  枚の MLI が挟まれた状態を考える。

これに対して図 C.1 のように、二つの温度 stage 間に  $N$  枚の MLI が挟まれている状態を考える。ここで図のように、高温側を 0、各 MLI の層を 1 ~  $N$ 、低温側を  $N + 1$  と番号付けする。この時隣合った層、 $i, i + 1$  の間での熱交換は

$$q_i \simeq \frac{1}{\varepsilon_i^{-1} + \varepsilon_{i+1}^{-1} - 1} \sigma (T_i^4 - T_{i+1}^4) \quad (\text{C.2})$$

と表せる。ここで、定常状態においては MLI への蓄熱はゼロ、つまりは入る熱流と出る熱流は同じになるため、 $q_0 = q_1 = \dots = q_N \equiv q$  となる。そのため、式 (C.2) を  $i = 0 \sim N$  で足し合わせることで、

$$q \simeq \frac{\sigma(T_{\text{hot}}^4 - T_{\text{cold}}^4)}{R_{\text{tot}}} \quad (\text{C.3})$$

$$R_{\text{tot}} \equiv \sum_{i=0}^N (\varepsilon_i^{-1} + \varepsilon_{i+1}^{-1} - 1) \quad (\text{C.4})$$

が得られる。

ここで MLI および radiation shell の emissivity が全て同じ  $\varepsilon$  であるとする、

$$R_{\text{tot}} = (N + 1) \left( \frac{2}{\varepsilon} - 1 \right)$$

となる。ここで MLI は低い emissivity を持っているため、 $\varepsilon \ll 1$  と近似することで、

$$R_{\text{tot}} \simeq \frac{2}{\varepsilon} (N + 1)$$

が得られる。この近似を用いると、

$$q \simeq \frac{\varepsilon \sigma (T_{\text{hot}}^4 - T_{\text{cold}}^4)}{2(N + 1)} \quad (\text{C.5})$$

となる。

式 (C.1) と式 (C.5) を比較することで、温度 stage 間の熱放射の強度は概ね  $1/(N+1)$  に比例して低減されることがわかる。換言すると、入熱の  $N/(N+1)$  を実行的に反射していることになる。

## 付録 D

# PTC の冷却機構

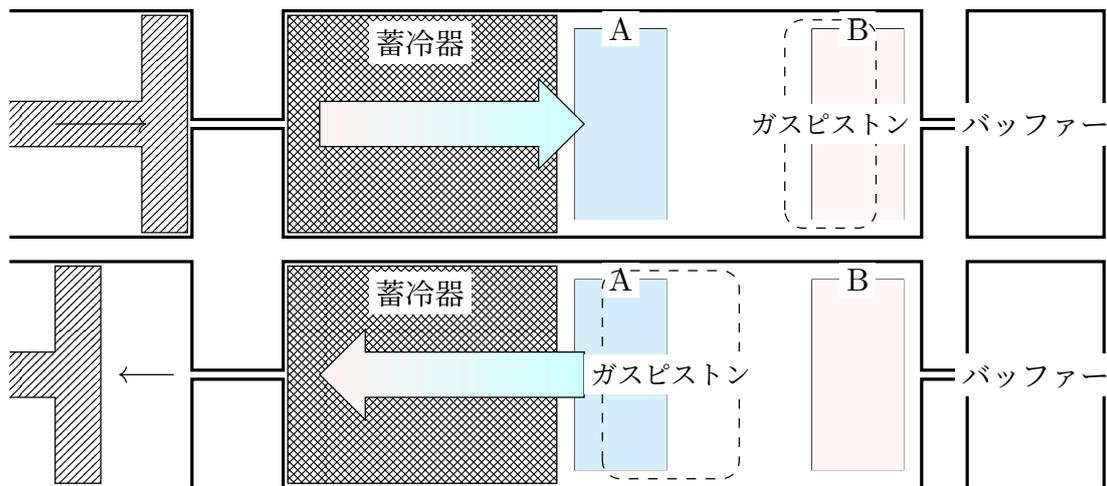


図 D.1: PTC の動作原理の概略図。左のピストンによって中央のパルスチューブ内部の圧力を周期的に変動させ続けることで冷却を行う。上段にピストンが押し込まれた時、下段にピストンが引かれた時の様子を示す。ピストンによる周期的な圧力変化によって、A の領域に相対的に冷却された領域 (冷端) が、B の領域に相対的に暖められた領域 (温端) ができる。

PTC の動作原理を説明する図を図 D.1 に示す。PTC は図中左側に位置するピストンによって作動気体に周期的に圧力変動を加え、蓄冷器およびパルス管 (図中 A~B 間) 内部を気体が往復することによって発生する振動流を利用して冷却を行う。図 D.1 は、ピストンが押し込まれて内部の圧力が上がっている半周期 (上段) と、ピストンが引かれて圧力が下がっている半周期 (下段) を模式的に表している。以下では、蓄冷器の熱を授受する作用と、パルス管内においてピストンの役割を果たすガスピストン (気体柱) の運動を軸に冷却機構の原理を説明する。

■**圧力上昇半周期 (図 D.1 上段)** ピストンが押し込まれると圧力が上がり、作動気体は右に押し出される。この時蓄冷器に流れ込む気体は温度が上昇しやすい状態になる

が、蓄冷器により強い熱交換が発生することによって、温度上昇分の一部が蓄冷器に移され、蓄冷器を通過してパルス管に入る作動気体は比較的低温な状態となる。

同時にパルスチューブ内部では点線で示したガスピストンが右側へ押されることによってパルス管内の気体が圧縮されながら右に移動する。ここで重要なのは、ガスピストンによる圧縮は固体ピストンと異なり、管内の気体が圧縮波と流れによって、ガスピストンとして往復するという点である。今の圧縮過程においては、右側のバッファータンクに気体が押し込まれることで、図中 B の領域からバッファータンクへ流れ出す成分が存在する。これにより次の膨張過程の半周期に必要な圧力と流量の位相関係のずれを生じさせる。

■**圧力低下半周期 (図 D.1 下段)** 次にピストンが引かれると内部の圧力が低下し、作動気体は左方向に引き戻される。この時パルス管内部ではガスピストンが膨張しながら左に流れ、冷却された状態で図中 A の領域を通過する。そのため、A の領域は相対的に低温な状態になる。

ここで再び蓄冷器の作用が働く。今、蓄冷器を通過する温度の下がった気体は、圧縮時に蓄冷器が受け取った熱を吸収して常温側 (ピストン) に戻っていく。つまり蓄冷器は、圧縮時には高温な気体から熱を受け取り、その熱を膨張過程で冷却された気体に戻して高温側に運ばせる役割を果たしている。

以上の過程により、パルス管入り口付近 (図中 A の領域、実際には低温熱交換器が置かれる位置) では膨張過程で冷却された気体が到来し、外部からの熱の吸収が可能である。一方図中 B の領域では圧縮で温まった作動気体が到来して熱を外部に放出することが可能になる。これにより、冷端 (A) で吸熱、温端 (B) で放熱という、冷凍機としての非対称な熱収支が可能になる。

また図 D.1 右側に示したバッファータンクはパルスチューブ温端側の流れを受け止める容積として働き、圧力変動に対して流量変動に位相遅れを発生させる。この位相遅れを最適値に調整することによって、圧縮、膨張の効率が最適化されるため、実際の PTC においてはその性能を左右する重要な要素である。

## 付録 E

# DR の冷却原理

DR では  ${}^3\text{He}/{}^4\text{He}$  を液化させた上で混合し、混合液の性質を利用して冷却を行う。この混合液の、極低温領域での相図を図 E.1 に示す。低温領域において、 ${}^3\text{He}$  はフェルミ粒子として振るまう一方、 ${}^4\text{He}$  はボーズ粒子として振るまうため、転移温度 ( $\approx 2.17\text{ K}$ ) 以下では超流動液体となる。そのためこの転移温度以下の領域で混合液は、フェルミ液体の液体  ${}^3\text{He}$  と超流動液体の液体  ${}^4\text{He}$  の混合液となる (図 E.1 中 Fermi liquid He-3 in superfluid He-4 相)。

この混合液体をさらに冷却し、その温度が  $0.8\text{ K}$  を下回ると混合液の様相はさらに変化する。図 E.1 中 Forbidden region においては、二種のヘリウムの混合状態が維持できなくなり、 ${}^3\text{He}$  を多く含む相 (Concentrated 相 : C 相) と、 ${}^4\text{He}$  を多く含む相 (Dilute 相 : D 相) の 2 相に分離する。この時、重力の作用によってこの 2 相は図 E.2 に示したように上側に C 相、下側に D 相のように分離する。

このようなヘリウム混合液の特徴を利用したのが DR である。PTC による予冷で液化されたヘリウムは、混合液から  ${}^3\text{He}$  を蒸発させることなどによってその温度を  $0.8\text{ K}$  以下にまで冷却され、MiXing Chamber (MXC) および still と呼ばれる部分に貯められる。図 E.2 に MXC の概略図を掲載する。

MXC 内部に溜められた混合液は図 E.2 のように二相に分離する。ここで、D 相内部には超流動液体  ${}^4\text{He}$  内部に  ${}^3\text{He}$  がわずかに存在しており、気体のように振る舞う。この時、図のように選択的に D 相のみを組み上げ、約  $0.8\text{ K}$  に保たれている still に接続される。この温度領域においては  ${}^3\text{He}$  のみが蒸気圧を示す性質を利用し、still では混合液から  ${}^3\text{He}$  のみを選択的に蒸発させることができる。これによって D 相内部の  ${}^3\text{He}$  が減少するため、MXC において C 相から D 相への  ${}^3\text{He}$  の溶け出しが発生する。 ${}^3\text{He}$  は、C 相と D 相で異なるエンタルピーを持っており、この溶け出しの際にエンタルピー差に相当する熱を吸収する。これは、あたかも C 相で液体状態であった  ${}^3\text{He}$  が D 相に蒸発し、気化熱を奪う状況と同等の過程である。

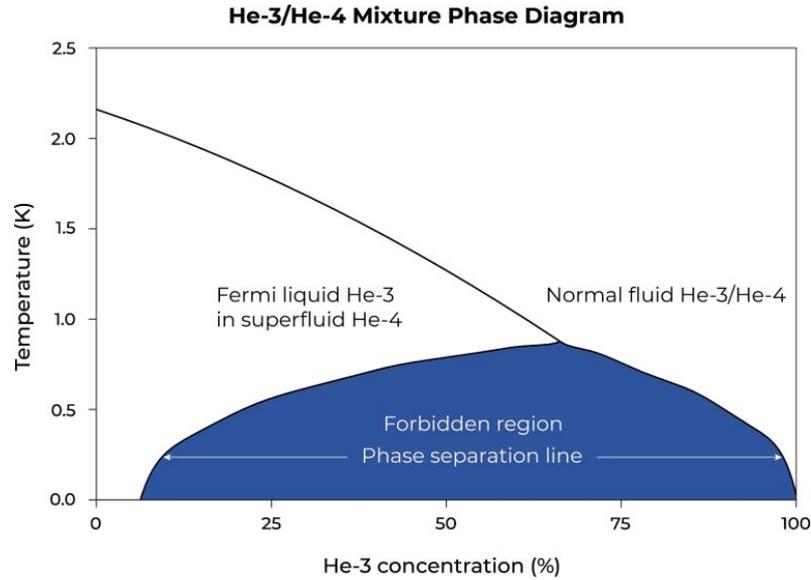


図 E.1:  ${}^3\text{He}/{}^4\text{He}$  混合液の相図。青く塗られた Forbidden region において、混合液は C 相と D 相に分離する。[39] より転載

以上のような過程を用い、still において  ${}^3\text{He}$  を蒸発させ続け、MXC 上方から  ${}^3\text{He}$  を常に供給し続ければ、常に  ${}^3\text{He}$  の” 気化熱 ” によって MXC は冷却され続ける。still によって蒸発した  ${}^3\text{He}$  は再度循環させて C 相に供給することで、安定して冷却過程を維持することが可能である。

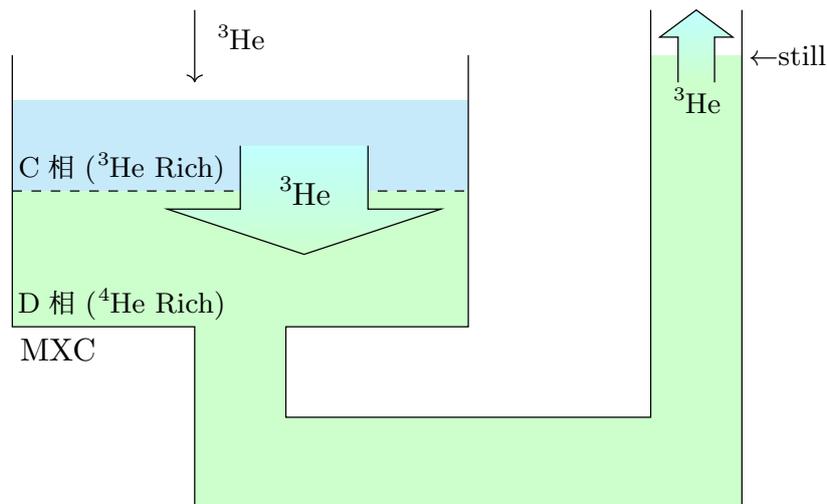


図 E.2: MXC および still で液体ヘリウムによる冷却が行われる様子の概略図。実機においては MXC と still の間には熱交換器が位置し、MXC に至るまでの  ${}^3\text{He}$  の冷却を補助する役割を果たす。

以上の過程により、DR は 10 mK までの冷却を行うことができる。

## 付録 F

# 40 K/4 K に搭載したシムプレートの の厚み

表 F.1 および表 F.2 に、搭載したシムプレートの厚みの一覧を掲載する。

表 F.1: 40 K トラスリングに取り付けるシムプレートの厚さ一覧。

ID	Gap	Shim	Diff
1	0.000	0.00	0.000
2	0.000	0.00	0.000
3	0.023	0.00	0.023
4	0.096	0.10	-0.004
5	0.093	0.10	-0.007
6	0.198	0.20	-0.002
7	0.166	0.15	0.016
8	0.131	0.15	-0.019
9	0.073	0.05	0.023
10	0.053	0.05	0.003
11	0.032	0.05	-0.018
12	0.023	0.00	0.023
13	0.020	0.00	0.020
14	0.000	0.00	0.000
15	0.047	0.05	-0.003
16	0.029	0.05	-0.021
17	0.069	0.05	0.019
18	0.135	0.15	-0.015
19	0.144	0.15	-0.006
20	0.217	0.20	0.017
21	0.246	0.25	-0.004
22	0.195	0.20	-0.005
23	0.120	0.10	0.020
24	0.040	0.05	-0.010

表 F.2: 4 K トラスリングに取り付けるシムプレートの厚さ一覧。

ID	Gap	Shim	Diff
1	0.770	0.75	0.020
2	0.547	0.55	-0.003
3	0.313	0.30	0.013
4	0.079	0.10	-0.021
5	0.000	0.00	0.000
6	0.051	0.05	0.001
7	0.000	0.00	0.000
8	0.176	0.20	-0.024
9	0.345	0.35	-0.005
10	0.496	0.50	-0.004
11	0.664	0.65	0.014
12	0.760	0.75	0.010
13	0.794	0.80	-0.006
14	0.755	0.75	0.005
15	0.591	0.60	-0.009
16	0.441	0.45	-0.009
17	0.286	0.30	-0.014
18	0.084	0.10	-0.016
19	0.000	0.00	0.000
20	0.031	0.05	-0.019
21	0.151	0.15	0.001
22	0.359	0.35	0.009
23	0.631	0.65	-0.019
24	0.809	0.80	0.009

※ 接触点の ID を赤字で示した。

※ 厚さの単位は全て mm

※ 4 K Radiation shell にできる隙間が大きいのは、トラス取り付け面のアルミ厚が 40 K Radiation shell に比べておよそ半分の 10 mm しかなく、溶接の際に歪みが発生したためと考えられる。

## 参考文献

- [1] E. Hubble, “A relation between distance and radial velocity among extragalactic nebulae,” *Proceedings of the national academy of sciences*, vol. 15, no. 3, pp. 168–173, 1929.
- [2] A. A. Penzias and R. W. Wilson, “A measurement of excess antenna temperature at 4080 mc/s,” *The Astrophysical Journal*, vol. 142, pp. 419–421, 1965. DOI: 10.1086/148307.
- [3] R. H. Dicke, P. J. E. Peebles, P. G. Roll, and D. T. Wilkinson, “Cosmic black-body radiation,” *The Astrophysical Journal*, vol. 142, pp. 414–419, 1965. DOI: 10.1086/148306.
- [4] G. F. Smoot *et al.*, “Structure in the coBE differential microwave radiometer first-year sky maps,” *Astrophys. J.*, vol. 396, pp. L1–L5, 1992.
- [5] D. J. Fixsen *et al.*, “The cosmic microwave background spectrum from the full coBE/firas data set,” *Astrophys. J.*, vol. 473, pp. 576–587, 1996.
- [6] C. L. Bennett, D. Larson, J. L. Weiland, N. Jarosik, G. Hinshaw, N. Odegard, K. Smith, R. Hill, B. Gold, M. Halpern, *et al.*, “Nine-year wilkinson microwave anisotropy probe (wmap) observations: Final maps and results,” *The Astrophysical Journal Supplement Series*, vol. 208, no. 2, p. 20, 2013.
- [7] N. Aghanim, Y. Akrami, F. Arroja, M. Ashdown, J. Aumont, C. Baccigalupi, M. Ballardini, A. J. Banday, R. Barreiro, N. Bartolo, *et al.*, “Planck 2018 results-i. overview and the cosmological legacy of planck,” *Astronomy & Astrophysics*, vol. 641, A1, 2020.
- [8] A. A. Starobinsky, “A new type of isotropic cosmological models without singularity,” *Physics Letters B*, vol. 91, no. 1, pp. 99–102, 1980. DOI: 10.1016/0370-2693(80)90670-X.
- [9] A. H. Guth, “Inflationary universe: A possible solution to the horizon and flatness problems,” *Physical Review D*, vol. 23, no. 2, p. 347, 1981.

- [10] A. D. Linde, “A new inflationary universe scenario: A possible solution of the horizon, flatness, homogeneity, isotropy and primordial monopole problems,” *Physics Letters B*, vol. 108, no. 6, pp. 389–393, 1982.
- [11] V. F. Mukhanov and G. Chibisov, “Quantum fluctuations and a nonsingular universe,” *ZhETF Pisma Redaktsiiu*, vol. 33, pp. 549–553, 1981.
- [12] M. Kamionkowski, A. Kosowsky, and A. Stebbins, “A probe of primordial gravity waves and vorticity,” *Physical Review Letters*, vol. 78, no. 11, p. 2058, 1997.
- [13] U. Seljak and M. Zaldarriaga, “Signature of gravity waves in the polarization of the microwave background,” *Physical Review Letters*, vol. 78, no. 11, p. 2054, 1997.
- [14] S. Dodelson and F. Schmidt, *Modern Cosmology*, 2nd ed. London: Academic Press, 2021, ISBN: 9780128159484.
- [15] N. Aghanim, Y. Akrami, M. Ashdown, J. Aumont, C. Baccigalupi, M. Ballardini, A. J. Banday, R. Barreiro, N. Bartolo, S. Basak, *et al.*, “Planck 2018 results-vi. cosmological parameters,” *Astronomy & Astrophysics*, vol. 641, A6, 2020.
- [16] M. Tristram, A. J. Banday, K. M. Górski, R. Keskitalo, C. Lawrence, K. J. Andersen, R. B. Barreiro, J. Borrill, L. Colombo, H. Eriksen, *et al.*, “Improved limits on the tensor-to-scalar ratio using bicep and planck data,” *Physical Review D*, vol. 105, no. 8, p. 083524, 2022.
- [17] M. Abitbol, I. Abril-Cabezas, S. Adachi, P. Ade, A. Adler, P. Agrawal, J. Aguirre, Z. Ahmed, S. Aiola, T. Alford, *et al.*, “The simons observatory: Science goals and forecasts for the enhanced large aperture telescope,” *Journal of Cosmology and Astroparticle Physics*, vol. 2025, no. 08, p. 034, 2025.
- [18] I. Abril-Cabezas, S. Adachi, P. Ade, A. Adler, P. Agrawal, J. Aguirre, S. Aiola, T. Alford, A. Ali, D. Alonso, *et al.*, “The simons observatory: Forecasted constraints on primordial gravitational waves with the expanded array of small aperture telescopes,” *arXiv preprint arXiv:2512.15833*, 2025.
- [19] 星. 大輝, “Simons observatory 実験で用いる 偏光角較正装置の系統誤差に関する研究,” In Japanese. Thesis date: 2025-02-04, Master’s thesis, Kyoto University, Graduate School of Science, Division of Physics and Astrophysics, Feb. 2025. [Online]. Available: [https://www-he.scphys.kyoto-u.ac.jp/theses/master/hoshino\\_mt.pdf](https://www-he.scphys.kyoto-u.ac.jp/theses/master/hoshino_mt.pdf).

- [20] J. Choi, H. Ishitsuka, S. Mima, S. Oguri, K. Takahashi, and O. Tajima, “Radio-transparent multi-layer insulation for radiowave receivers,” *Review of Scientific Instruments*, vol. 84, no. 11, 2013.
- [21] Y. Inoue, T. Matsumura, M. Hazumi, A. T. Lee, T. Okamura, A. Suzuki, T. Tomaru, and H. Yamaguchi, “Cryogenic infrared filter made of alumina for use at millimeter wavelength,” *Applied optics*, vol. 53, no. 9, pp. 1727–1733, 2014.
- [22] J. Sugiyama, T. Terasaki, K. Sakaguri, B. Bixler, Y. Sakurai, K. Arnold, K. T. Crowley, R. Datta, N. Galitzki, M. Hasegawa, *et al.*, “The simons observatory: Development and optical evaluation of achromatic half-wave plates,” *Journal of Low Temperature Physics*, vol. 214, no. 3, pp. 173–181, 2024.
- [23] K. Yamada, B. Bixler, Y. Sakurai, P. Ashton, J. Sugiyama, K. Arnold, J. Begin, L. Corbett, S. Day-Weiss, N. Galitzki, *et al.*, “The simons observatory: Cryogenic half wave plate rotation mechanism for the small aperture telescopes,” *Review of Scientific Instruments*, vol. 95, no. 2, 2024.
- [24] E. Healy, D. Dutcher, Z. Atkins, J. Austermann, S. K. Choi, C. J. Duell, S. Duff, N. Galitzki, Z. B. Huber, J. Hubmayr, *et al.*, “The simons observatory 220 and 280 ghz focal-plane module: Design and initial characterization,” *Journal of Low Temperature Physics*, vol. 209, no. 5, pp. 815–823, 2022.
- [25] Cryomech Inc., *Pt415 pulse tube cryocooler specification sheet*, [https://cryomech.ru/uploads/files/PT415\\_ss.pdf](https://cryomech.ru/uploads/files/PT415_ss.pdf), Accessed: 2026-02-19.
- [26] B. Thorne, J. Dunkley, D. Alonso, and S. Naess, “The python sky model: Software for simulating the galactic microwave sky,” *Monthly Notices of the Royal Astronomical Society*, vol. 469, no. 3, pp. 2821–2833, 2017.
- [27] P. Ade, J. Aguirre, Z. Ahmed, S. Aiola, A. Ali, D. Alonso, M. A. Alvarez, K. Arnold, P. Ashton, J. Austermann, *et al.*, “The simons observatory: Science goals and forecasts,” *Journal of Cosmology and Astroparticle Physics*, vol. 2019, no. 02, p. 056, 2019.
- [28] J. Yang, “Theory of thermal conductivity,” in *Thermal Conductivity: Theory, Properties, and Applications*, T. M. Tritt, Ed. Boston, MA: Springer US, 2004, pp. 1–20, ISBN: 978-0-387-26017-4. DOI: 10.1007/0-387-26017-X\_1. [Online]. Available: [https://doi.org/10.1007/0-387-26017-X\\_1](https://doi.org/10.1007/0-387-26017-X_1).
- [29] National Institute of Standards and Technology. “Material properties at cryogenic temperatures.” (), [Online]. Available: <https://trc.nist>.

- gov / cryogenics / materials / materialproperties . htm (visited on 12/24/2025).
- [30] アルミニウム及びアルミニウム合金の板及び条, 最新版は改訂されている可能性あり, 日本産業規格, 2014.
- [31] N. Galitzki, T. Tsan, J. Spisak, M. Randall, M. Silva-Feaver, J. Seibert, J. Lashner, S. Adachi, S. M. Adkins, T. Alford, *et al.*, “The simons observatory: Design, integration, and testing of the small aperture telescopes,” *The Astrophysical Journal Supplement Series*, vol. 274, no. 2, p. 33, 2024.
- [32] R. J. Corruccini and J. J. Gniewek, *Thermal expansion of technical solids at low temperatures: A compilation from the literature* (NBS Monograph). Gaithersburg, MD: U.S. Department of Commerce, National Bureau of Standards, 1961, vol. 29. DOI: 10.6028/NBS.MONO.29. [Online]. Available: <https://doi.org/10.6028/NBS.MONO.29>.
- [33] R. P. Reed and R. P. Mikesell, “Low temperature mechanical properties of copper and selected copper alloys: A compilation from the literature,” National Bureau of Standards, Gaithersburg, MD, Tech. Rep. Monograph 101, 1967. DOI: 10.6028/NBS.MONO.101.
- [34] Bluefors & Cryomech, “PT415-RM Cryocooler Capacity Curve,” Tech. Rep., 2023, Accessed: 2025-12-26. Certified cooling capacity curve of PT415-RM pulse tube cryocooler; includes performance (e.g., 1.35 W @ 4.2 K with 40 W @ 45 K).
- [35] T. Gradt and T. Schneider, “Tribological performance of MoS<sub>2</sub> coatings in various environments,” *Lubricants*, vol. 4, no. 3, p. 32, 2016, Pure sputtered MoS<sub>2</sub> coatings tested in liquid helium (4.2 K). DOI: 10.3390/lubricants4030032.
- [36] J. W. Ekin, *Experimental techniques for low-temperature measurements: cryostat design, material properties, and superconductor critical-current testing*. Oxford; New York: Oxford University Press, 2006, ISBN: 978-0198570547.
- [37] M. Lashbrook, *Specialised hydrocarbon-based grease for cryogenic applications*, White paper, White paper. Accessed: 2026-01-06, M&I Materials Ltd. (Apiezon), 2015. [Online]. Available: [https://apiezon.com/wp-content/uploads/2023/10/Apiezon\\_Hydrocarbon\\_White\\_Paper.pdf](https://apiezon.com/wp-content/uploads/2023/10/Apiezon_Hydrocarbon_White_Paper.pdf) (visited on 01/07/2026).

- [38] L. J. Salerno and P. Kittel, “Thermal contact conductance,” National Aeronautics and Space Administration (NASA), Ames Research Center, Moffett Field, CA, USA, NASA Technical Memorandum NASA-TM-110429, Feb. 1997, NTRS Document ID: 19970026086. Report numbers also listed: A-975428; NAS 1.15:110429. Accessed 2026-01-06. [Online]. Available: <https://ntrs.nasa.gov/api/citations/19970026086/downloads/19970026086.pdf>.
- [39] Bluefors. “How does a dilution refrigerator work?” (Feb. 14, 2023), [Online]. Available: <https://bluefors.com/stories/how-does-a-dilution-refrigerator-work/> (visited on 01/13/2026).
- [40] H. K. Eriksen, A. Banday, K. Górski, and P. Lilje, “On foreground removal from the wilkinson microwave anisotropy probe data by an internal linear combination method: Limitations and implications,” *The Astrophysical Journal*, vol. 612, no. 2, p. 633, 2004.
- [41] G. Lemaitre, “Un univers homogène de masse constante et de rayon croissant, rendant compte de la vitesse radiale des nébuleuses extra-galactiques,” *Annales de la Société Scientifique de Bruxelles, Série A*, vol. 47, pp. 49–59, 1927.